



**Contribution à l'étude de la micromanipulation  
robotisée en milieu liquide : conception et modélisation  
d'un système de micromanipulation immergée par  
changement de phase.**

Beatriz Cristina Lopez-Walle

► **To cite this version:**

Beatriz Cristina Lopez-Walle. Contribution à l'étude de la micromanipulation robotisée en milieu liquide : conception et modélisation d'un système de micromanipulation immergée par changement de phase.. Automatique / Robotique. Université de Franche-Comté, 2008. Français. NNT: . tel-00282872

**HAL Id: tel-00282872**

**<https://theses.hal.science/tel-00282872>**

Submitted on 28 May 2008

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Année : 2008

# THÈSE

*présentée à*

**L'U.F.R. DES SCIENCES ET TECHNIQUES  
DE L'UNIVERSITÉ DE FRANCHE-COMTÉ**

*pour obtenir le*

**GRADE DE DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ  
DE FRANCHE-COMTÉ**

*en AUTOMATIQUE*

*(Ecole Doctorale Sciences Physiques pour l'Ingénieur et Microtechniques)*

**Contribution à l'étude de la micromanipulation robotisée en  
milieu liquide : conception et modélisation d'un système de  
micromanipulation immergée par changement de phase**

*par*

**Beatriz Cristina LÓPEZ WALLE**

Soutenue le 29 Février 2008

devant la Commission d'Examen :

Rapporteurs :

**Yacine AMIRAT**

**Stéphane RÉGNIER**

Professeur, Université Paris 12 Val-de-Marne

Maître de Conférences HDR, Université Paris 6

Examineurs :

**Jean-François MANCEAU**

**Jesús Manuel DORADOR GONZÁLEZ**

Professeur, Université de Franche-Comté

Professeur, Universidad Nacional Autónoma de México

Directeur de thèse :

**Nicolas CHAILLET**

Professeur, Université de Franche-Comté

Co-directeur de thèse :

**Michaël GAUTHIER**

Chargé de Recherche CNRS, FEMTO-ST/AS2M



*À ma famille.*

*À Javier.*





# Remerciements

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été réalisés au Laboratoire d'Automatique de Besançon (LAB), devenu le Département Automatique et Systèmes Micro-Mécatroniques (AS2M), de l'Institut FEMTO-ST, depuis janvier 2008. Les conditions de travail relevées excellentes, je tiens donc à remercier les deux directeurs successifs, Alain Bourjault, ancien directeur, qui était professeur à l'École Nationale Supérieure de Mécanique et des Microtechniques, et Nicolas Chaillet, actuel directeur, professeur à l'université de Franche-Comté. Merci également l'ensemble du personnel du LAB (doctorants, enseignants, administratifs, etc.) pour l'aide, l'encouragement et l'excellente ambiance.

J'adresse toute a reconnaissance à mon co-directeur, Michaël Gauthier, chargé de recherche CNRS au département AS2M/FEMTO-ST, et à mon directeur de thèse, Nicolas Chaillet, toujours professeur à l'université de Franche-Comté, pour leur compétence, leur disponibilité, leur confiance, leur bonne humeur et les échanges fructueux tout au long de ces années.

J'exprime toute ma gratitude à Messieurs Yacine Amirat, professeur à l'université Paris 12 Val-de Marne, et Stéphane Régnier, Maître de Conférences HDR à l'université Pierre et Marie Curie, pour m'avoir fait l'honneur de rapporter mon mémoire. Vos remarques et vos questions m'ont permis d'enrichir ces travaux.

Je tiens à remercier Monsieur Jean-François Manceau, professeur à l'université de Franche-Comté, d'avoir présidé ma soutenance de thèse. Je suis très reconnaissant à Monsieur Jesús Manuel Dorador González, professeur à l'Universidad Nacional Autónoma de México, pour son déplacement depuis le Mexique afin de participer à ce jury, pour vos remarques et vos questions constructives.

Je remercie particulièrement Yannick Gruson pour m'avoir aidé à réaliser les micro-bondings, et l'institution mexicaine CONACYT (Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología) pour sa confiance et son soutien financier. Enfin, je souhaite exprimer ma gratitude à mes amis et mes familles adoptives pour leur soutien, leurs encouragements et les bons moments partagés.



# Table des matières

<b>Introduction</b>	<b>1</b>
<b>1 Micromanipulation et préhension par contact</b>	<b>3</b>
1.1 Particularités de la micromanipulation et du micro-assemblage . . . . .	3
1.1.1 Comportement des micro-objets et stratégies de micromanipulation	5
1.1.2 Mesure de micro-efforts . . . . .	7
1.1.3 Visualisation de la scène de travail . . . . .	9
1.1.4 Pilotage des stations de micromanipulation . . . . .	10
1.1.5 Contrôle de l'environnement . . . . .	10
1.1.6 Conclusion . . . . .	11
1.2 L'impact du milieu dans le micromonde . . . . .	11
1.2.1 Forces surfaciques . . . . .	11
1.2.2 Force de contact . . . . .	18
1.2.3 Forces hydrodynamiques . . . . .	20
1.2.4 Conclusion de l'analyse comparative des forces . . . . .	22
1.3 Stratégies de micropréhension par contact . . . . .	23
1.3.1 Préhension à dépression . . . . .	25
1.3.2 Micropréhension par friction ou de type micropince . . . . .	26
1.3.3 Préhension par exploitation des effets physiques dans le micromonde	40
1.4 Manipulation et micro-assemblage en milieu liquide : une approche inno- vante du LAB . . . . .	47
1.5 Conclusion . . . . .	49
<b>2 Stratégie de micromanipulation immergée par changement de phase</b>	<b>51</b>
2.1 Utilisation du changement de phase liquide-solide en mécatronique . . . .	51
2.1.1 Valves par solidification . . . . .	52
2.1.2 Préhenseurs par glace . . . . .	55
2.2 Le micromanipulateur immergé par changement de phase . . . . .	59
2.2.1 Stratégie de préhension . . . . .	59
2.2.2 Principe thermique . . . . .	60
2.3 Architecture du préhenseur . . . . .	61
2.3.1 Caractéristiques physiques et techniques du prototype . . . . .	63
2.4 Modélisation et simulation par éléments finis . . . . .	65

2.4.1	Modélisation des modules à effets Peltier . . . . .	66
2.4.2	Simulation statique . . . . .	71
2.4.3	Simulation dynamique . . . . .	73
2.5	Validation expérimentale . . . . .	77
2.5.1	Validation du système de refroidissement par convection forcée . . . . .	78
2.5.2	Validation du fonctionnement du micromanipulateur . . . . .	79
2.5.3	Micromanipulations . . . . .	81
2.6	Conclusion . . . . .	83
<b>3</b>	<b>Micro-actionneurs thermiques et modélisation par analogie électrique</b>	<b>85</b>
3.1	L'analogie électrique . . . . .	85
3.1.1	Expressions des impédances thermiques . . . . .	86
3.1.2	Construction des circuits électriques équivalents . . . . .	91
3.1.3	Expression de la capacité thermique . . . . .	96
3.1.4	Résumé de l'analogie électrique . . . . .	97
3.2	Les micro-actionneurs thermiques . . . . .	98
3.2.1	Micro-actionneurs thermiques bimorphes . . . . .	99
3.2.2	Micro-actionneurs thermiques en U . . . . .	100
3.2.3	Micro-actionneurs thermiques en V ou chevron . . . . .	101
3.3	Modélisation thermoélectrique d'une structure élancée . . . . .	102
3.3.1	Analyse thermique dynamique . . . . .	103
3.3.2	Résolution du problème thermique . . . . .	107
3.3.3	Modèle électrique équivalent dynamique . . . . .	108
3.3.4	Modèle électrique équivalent statique . . . . .	110
3.3.5	Expression du domaine de validité des modèles linéarisés . . . . .	112
3.4	Validation des modèles électriques équivalents de la barre élancée . . . . .	116
3.4.1	Validation du modèle dynamique . . . . .	116
3.4.2	Validation du modèle statique . . . . .	119
3.5	Conclusion . . . . .	120
<b>4</b>	<b>Modélisation du système de micromanipulation</b>	<b>121</b>
4.1	Modèles électriques équivalents du système . . . . .	121
4.1.1	Modèle électrique équivalent des modules à effet Peltier . . . . .	123
4.1.2	Modèle électrique équivalent du radiateur du MicroPelt . . . . .	124
4.2	Modélisation de la formation de glace . . . . .	129
4.2.1	Modèle électrique équivalent du MicroPelt . . . . .	129
4.2.2	Comportement thermique en absence de glace . . . . .	130
4.2.3	Comportement thermique en présence de glace . . . . .	131
4.2.4	Synthèse du comportement thermique à la surface froide du MicroPelt . . . . .	133
4.3	Validation des modèles électriques équivalents du système . . . . .	134
4.3.1	Validation du modèle électrique du sous-système « système de refroidissement par convection forcée - MiniPeltier » . . . . .	134

4.3.2	Validation du modèle électrique équivalent du sous-système « système de refroidissement par convection forcée - MiniPeltier - radiateur du MicroPelt » . . . . .	136
4.3.3	Validation du modèle électrique équivalent du système complet . . .	139
4.4	Conclusion . . . . .	147
	<b>Conclusion et perspectives</b>	<b>149</b>
	<b>Bibliographie</b>	<b>154</b>



# Table des figures

1.1	Exemples de microsystèmes 3D assemblés. . . . .	5
1.2	Exemple d’une station de micromanipulation à environnement contrôlé [36] (École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse). . . . .	6
1.3	Phénomènes types provoqués par les effets d’adhésion [34]. . . . .	7
1.4	Capteurs de forces utilisant des matériaux diamagnétiques [21] (LAB, France). . . . .	8
1.5	Enceinte restreinte d’un MEB d’un volume d’environ 20 cm <sup>3</sup> . . . . .	10
1.6	Ménisque liquide formé entre une sphère et un plan horizontal. . . . .	18
1.7	Exemples des techniques utilisées dans la manipulation sans contact. . . . .	24
1.8	Fécondation <i>in vitro</i> : l’ovocyte est maintenu par aspiration tandis que le spermatozoïde, prélevé par aspiration, est injecté. . . . .	26
1.9	Micropince piézoélectrique MMOC [4] (LAB, France). . . . .	28
1.10	Manipulateur des cristaux de protéines à deux doigts [117] (University of Tsukuba, Japon). . . . .	29
1.11	Micropince à structure compliant [74] (National Kaohsiung University of Applied Sciences, Taiwan). . . . .	29
1.12	Micropince à actionnement électrostatique développée par Vendan <i>et al.</i> [152] (Iowa State University, EUA). . . . .	30
1.13	Micropince munie d’un capteur de forces [15] (École Polytechnique Fédérale de Zurich, Suisse). . . . .	31
1.14	Micropince intégrant un capteur de forces piézorésistif [87] (Institute for Microtechnology, Allemagne). . . . .	32
1.15	Micropinces développées par Houston <i>et al.</i> [73] (Scuola Superiore Sant’Anna, Italie). . . . .	32
1.16	Micropinces développées par Zhang <i>et al.</i> [164] (National University of Singapore, Singapour). . . . .	33
1.17	Fonctionnement des micropinces à actionnement thermique développées par Ivanova <i>et al.</i> [78] (University of Kassel, Allemagne). . . . .	34
1.18	Micropince compliant à actionnement thermique [58] (University of Minnesota, EUA). . . . .	34
1.19	Micropinces à actionnement thermique en cascade. . . . .	35
1.20	Micropinces par actionnement thermique utilisés dans la manipulation de cellules biologiques. . . . .	36



1.21	Schéma d'une situation de manipulation en utilisant le microbras manipulateur actionné par polymères actifs [79] (Linköpings Universitet, Suède).	37
1.22	Assemblage d'un microcomposant avec les micropinces passives développées par Dechev <i>et al.</i> [38, 39] (Université de Victoria, Canada).	39
1.23	Dispositifs permettant le micro-assemblage à pression de composants MEMS (University of Texas at Arlington, EUA).	39
1.24	Manipulation par saisie et dépose statique [63] (Université Pierre et Marie Curie, France).	41
1.25	Dépose par roulement [43] (Université Pierre et Marie Curie, France).	42
1.26	Effets de compression par oscillation analysés par Watanabe <i>et al.</i> [153] (Yamaguchi University, Japon).	43
1.27	Manipulation utilisant l'effet d'éponge [153] (Yamaguchi University, Japon).	43
1.28	Dépose sélective de sphères de 20 $\mu\text{m}$ [64] (Université Pierre et Marie Curie, France).	44
1.29	Schéma de la membrane déformable du préhenseur capillaire réalisé par Biganzoli <i>et al.</i> [18] (Institute of Industrial Technology and Automation, Italie).	46
1.30	Préhenseur capillaire conique tronqué de 300 $\mu\text{m}$ de diamètre, proposé par Schmid <i>et al.</i> [137] (École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse).	46
1.31	Stratégie de manipulation par capillarité des billes de roulement d'une montre [95] (École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse).	47
2.1	Principe d'opération des microvalves actionnées par hydrogel.	52
2.2	Principe d'opération des microvalves par glace actionnées par un dispositif thermoélectrique (TECD).	53
2.3	Schéma de la minivalve développée par Gui et Liu [62] (Cryogenics Laboratory, Chine) : (1) radiateur, (2) conducteur thermique et isolant, (3) TECD, (4) canal, (5) plaque chauffante (optionnelle), (6) fluide.	54
2.4	Microvalve actionnée par une jonction Peltier linéaire [155] (The Aerospace Corporation, USA).	55
2.5	Application d'une microvalve par glace dans une microchambre de distribution [31] (University of Pennsylvania, USA).	56
2.6	Préhenseur par glace CRYOP.C1 (Institute for Machine Tools and Factory Management, Allemagne).	57
2.7	Préhenseurs par glace développés par le CSEM, Suisse [46].	57
2.8	Préhenseur basé sur l'effet Joule-Thompson [104] (Cryogenics Laboratory, Chine).	58
2.9	Préhenseur par glace du Laboratory for Precision Manufacturing and Assembly, aux Pays-Bas [96].	58
2.10	Stratégie de préhension : (1) l'effecteur s'approche, (2) un microvolume de glace est généré attrapant le micro-objet, (3) le micro-objet est manipulé, (4) la glace est fondue et l'objet libéré.	60
2.11	Dispositifs thermoélectriques à effet Peltier.	61
2.12	Principe du micromanipulateur immergé par changement de phase.	62

2.13	Distribution de température lors du refroidissement de l'effecteur quand seul le MicroPelt est activé. La simulation par éléments finis a été faite avec le logiciel COMSOL Multiphysics <sup>TM</sup> 3.2. . . . .	62
2.14	Prototype expérimental du micromanipulateur immergé par changement de phase. . . . .	63
2.15	Modules à effet Peltier utilisés dans le micromanipulateur immergé par changement de phase. . . . .	64
2.16	Schématisation du système de micromanipulation immergée par changement de phase. . . . .	66
2.17	Modèle EF en 3D du préhenseur immergé par changement de phase. . . .	66
2.18	Modèle EF d'un module à effet Peltier. Les flux de chaleur dépendent des températures sur ses faces chaude et froide et du courant. . . . .	67
2.19	Courbes de fonctionnement expérimentales du MiniPeltier en fonction du courant $i_{mP}$ . . . . .	70
2.20	Comportement simulé du MicroPelt et du MiniPeltier. . . . .	73
2.21	Formation du microvolume de glace. . . . .	74
2.22	Interaction du micropréhenseur avec deux micro-objets ayant différentes conductivités thermiques. . . . .	76
2.23	Évolution de la hauteur du microvolume de glace face à différents types d'objets. . . . .	76
2.24	Schéma du dispositif expérimental implanté. . . . .	78
2.25	Étapes du fonctionnement du micromanipulateur immergé par changement de phase : (a) pré-refroidissement, (b) refroidissement locale de l'eau, (c) cristallisation du microvolume de glace, (d) fonte du microvolume de glace. . . . .	80
2.26	Montage du dispositif complet de micromanipulation immergée par changement de phase. . . . .	81
2.27	Micromanipulation d'un micro-objet en silicium de $600 \times 600 \times 100 \mu\text{m}^3$ avec le micropréhenseur immergé par changement de phase. . . . .	82
3.1	Mur simple. . . . .	87
3.2	Mur multicouches. . . . .	93
3.3	Mur composite. . . . .	94
3.4	Objet immergé dans un bain à température constante. . . . .	97
3.5	Schéma de la structure du microrobot à pattes développé au LAB [124]. .	100
3.6	Schéma du micro-actionneur thermique trimorphe développé par Chan et Li [29] (The Chinese University of Hong Kong, Hong Kong). . . . .	100
3.7	Schéma d'un micro-actionneur thermique en U (vue de dessus) [100]. . .	101
3.8	Micro-actionneur thermique en V ou chevron (vue de dessus) [71]. . . .	101
3.9	Micro-actionneurs thermiques en cascade et en parallèle développés par Zeman <i>et al.</i> [162] (University of Western Ontario, Canada). . . . .	102
3.10	Structure élancée étudiée. . . . .	103
3.11	Modèle électrique équivalent dynamique de la barre élancée. . . . .	110
3.12	Schéma électrique équivalent statique de la barre élancée. . . . .	110

3.13	Températures $T_2$ et $T_3$ pour deux géométries testées dans l'air et dans l'eau.	118
3.14	Pourcentage d'erreur électrique/analytique par rapport au critère $\delta$ .	120
4.1	Structure du micromanipulateur immergé par changement de phase modélisé par analogie électrique.	122
4.2	Modèle électrique équivalent d'un module à effet Peltier [138].	123
4.3	Radiateur du MicroPelt.	124
4.4	Modèle électrique équivalent dynamique du radiateur du MicroPelt.	125
4.5	Système utilisé pour le calcul des paramètres statiques $R_{c0}$ , $R_{v0}$ et $T_{ext}$ du modèle électrique équivalent du radiateur du MicroPelt.	127
4.6	Schématisation de l'analyse du MicroPelt et du microvolume de glace.	129
4.7	Modèle électrique équivalent du MicroPelt.	130
4.8	Modèle électrique équivalent à la surface froide du MicroPelt en absence de glace.	131
4.9	Géométrie du microvolume de glace (vue latérale).	132
4.10	Modèle électrique équivalent à la surface froide du MicroPelt en présence de glace ( $Z_{glace}$ est une fonction non linéaire de $H_{glace}$ ).	133
4.11	Synthèse de la modélisation de la formation du microvolume de glace.	134
4.12	Modèle électrique équivalent du système de refroidissement par convection forcée fixé au MiniPeltier.	135
4.13	Système utilisé pour valider le modèle électrique équivalent du sous-système « système de refroidissement par convection forcée - MiniPeltier ».	136
4.14	Différence de température entre la face chaude et la face froide du MiniPeltier $T_1 - T_2$ obtenue avec le modèle électrique équivalent (figure 4.12) et de manière expérimentale.	137
4.15	Modèle électrique équivalent du sous-système composé par le système de refroidissement par convection forcée, le MiniPeltier et le radiateur du MicroPelt.	138
4.16	Modèle de simulation du modèle électrique équivalent « système de refroidissement par convection forcée - MiniPeltier - radiateur du MicroPelt ».	138
4.17	Évolution du courant $i_{mP}$ appliqué au MiniPeltier et de la température $T_3$ sur la surface (3) du radiateur du MicroPelt obtenue expérimentalement et à partir de la simulation du modèle électrique équivalent étudié (figure 4.15).	140
4.18	Modèle électrique équivalent du micromanipulateur immergé par changement de phase.	141
4.19	Modèle de simulation du système de micromanipulation immergée par changement de phase.	142
4.20	Évolution des courants du MicroPelt $i_{\mu P}$ et du MiniPeltier $i_{mP}$ , des températures sur la face chaude $T_3$ et la face froide $T_4$ du MicroPelt, et de la hauteur de la glace $H_{glace}$ obtenue par la simulation du modèle électrique équivalent du système de micromanipulation immergée par changement de phase.	144

4.21	Séquence expérimentale de la génération de la glace : évolution de la hauteur de la glace $H_{glace}$ , courants du MiniPeltier $i_{mP}$ et du MicroPelt $i_{\mu P}$ et température sur la face froide du MicroPelt $T_4$ . . . . .	145
4.22	Comparaison des hauteurs de glace $H_{glace}$ et des courants $i_{\mu P}$ obtenus par simulation du modèle électrique électrique équivalent et par expérimentation du système de micromanipulation immergée par changement de phase. . . . .	147



# Introduction

La miniaturisation des systèmes est un processus en constant développement. Celle-ci nécessite désormais la manipulation d'objets dont les dimensions caractéristiques sont comprises entre  $1\text{ }\mu\text{m}$  et  $1\text{ mm}$ , opération défini comme étant la micromanipulation. Ses principales applications sont la manipulation de cellules biologiques, réalisée au sein d'un milieu liquide, et l'assemblage des micro-objets artificiels pour construire des microsystèmes dont les applications et fonctionnalités augmentent. Afin de satisfaire ces dernières, l'intégration de différentes technologies (mécaniques, optiques, électroniques, etc.) dans un même microsystème devient nécessaire. Le micro-assemblage représente une solution viable pour obtenir ce type de dispositifs. Il permet également la construction de composants en 3D, contrairement aux procédés standards de microfabrication avec lesquels n'est possible que la fabrication des microcomposants plans, en 2D et en 2,5D. L'étude des techniques de micromanipulation et micro-assemblage adaptées aux particularités du micromonde est en conséquence de grand intérêt pour le développement des microsystèmes plus performants. Le travail relaté ici s'inscrit dans cette problématique qui vise à la micromanipulation fiable et répétable des objets artificiels de manière complètement immergée.

Le premier chapitre est focalisé sur les besoins et spécificités de la micromanipulation en général. Le comportement des objets étant fortement lié aux forces qui interviennent à l'échelle microscopique, lesquelles dépendent sensiblement du milieu environnant, nous étudions particulièrement l'impact du milieu (air, vide, eau) sur ces forces. Les différents moyens de micromanipulation actuellement utilisés sont également présentés. Notre intérêt porte principalement sur la micromanipulation robotique avec contact mécanique entre le préhenseur et l'objet. Au vu de cet état de l'art, il apparaît que le développement de nouvelles stratégies de préhension adaptées au milieu liquide pourrait favoriser l'exécution des tâches de micromanipulation.

Le système de micromanipulation immergée proposé est présenté dans le second chapitre. Après une revue des microsystèmes mécatroniques utilisant le changement de phase comme principe d'opération, ce dernier a été retenu pour notre stratégie de préhension. Ainsi, un microvolume de glace est généré dans la partie active du préhenseur attrapant le micro-objet à manipuler. Concernant le lâcher, la glace est fondue et l'objet

libéré sans subir les perturbations couramment observées lors des micromanipulations en milieu sec (air, vide). La réalisation d'un prototype a permis de manipuler différents micro-objets. La description du prototype fonctionnel, sa modélisation et simulation par éléments finis, ainsi que sa validation expérimentale font l'objet de ce chapitre.

La nécessité d'analyser la dynamique des échanges thermiques dans le système de micromanipulation immergée par changement de phase nous a conduit à rechercher un moyen de modélisation précis et paramétrable. La modélisation des effets thermiques par analogie électrique, couramment utilisée dans les problèmes thermiques plans, possède ces caractéristiques et a été mise à profit pour construire un nouveau modèle du comportement thermique des géométries de type élancée. De plus, l'actionnement thermique, amplement employé dans les microsystèmes, utilise couramment des géométries de ce type. Le modèle proposé possède donc un caractère générique. Le troisième chapitre est alors consacré à la présentation de l'analogie thermique-électrique, aux micro-actionneurs thermiques et à la modélisation thermoélectrique d'une structure élancée. Même si cette analyse est appliquée à notre cadre applicatif, elle le dépasse et peut être exploitée pour la modélisation d'autres systèmes thermiques.

La modélisation des systèmes thermiques par analogie électrique permet également la connexion des différents modèles électriques équivalents entre eux. Nous avons donc établi les modèles électriques équivalents de chacun des composants du système de micromanipulation immergée par changement de phase. Ces modèles ont ensuite été associés afin de créer un modèle électrique équivalent du système complet. Étant une partie primordiale dans le fonctionnement du micromanipulateur, la formation de la glace a également été modélisée via l'analogie électrique. Tous ces modèles ainsi que leur validation sont présentés dans le quatrième chapitre.

# Chapitre 1

## Micromanipulation et préhension par contact

*Manipuler des objets microscopiques de manière fiable et répétable est un défi majeur de la microrobotique. Dans ce chapitre, nous présentons d'abord les particularités de la manipulation à ces échelles : les besoins et spécificités imposés par la réduction d'échelle. Le comportement des micro-objets étant régi par les forces de surface et les forces de contact, fortement dépendantes des conditions de l'environnement, nous comparons l'impact du milieu sec (air, vide) et du milieu liquide (eau) sur ces forces. Ensuite, nous nous intéressons aux différentes stratégies de micromanipulation utilisées actuellement. À partir des enjeux dégagés de cet état de l'art, nous proposons une voie innovante qui consiste à effectuer des micromanipulations dans un milieu immergé. Le prototype de préhenseur adapté à ce nouveau paradigme est présenté dans le chapitre 2.*

### 1.1 Particularités de la micromanipulation et du micro-assemblage

La manipulation d'objets de très petites dimensions est amplement répandue depuis plusieurs années. La manipulation comprend les tâches de saisie, maintien, déplacement, positionnement et dépose d'un objet. Ainsi, pour que celle-ci ait lieu, un système doit générer des mouvements relatifs entre un effecteur (un préhenseur) et un objet. Lorsque les dimensions caractéristiques<sup>1</sup> de ces objets sont comprises entre 1  $\mu\text{m}$  et 1 mm, leur

---

<sup>1</sup>Dans ce document, nous considérons que la taille ou les dimensions caractéristiques des micro-objets auxquels nous nous adressons sont telles que le volume maximal de ceux-ci est de 1 mm<sup>3</sup>, leur dimension la plus petite étant de 1  $\mu\text{m}$  et la plus grande de 1 mm. De plus, les forces surfaciques qui interviennent entre l'environnement et le micro-objet, et le micro-objet et le préhenseur, doivent être suffisamment importantes pour perturber leur manipulation.



manipulation est définie comme étant la micromanipulation. Les principales applications de celle-ci sont :

- la manipulation de cellules biologiques afin de les caractériser ou d’accroître l’efficacité des techniques biologiques et médicales existantes comme l’analyse de l’ADN<sup>2</sup>, la fécondation *in vitro* ou la chirurgie mini-invasive (ophtalmologique ou neurologique par exemple) ;
- l’assemblage des micro-objets artificiels tels que les micro-engrenages, les microlentilles et les microcomposants en général dans le but de construire de microsystèmes hybrides accomplissant une fonction désirée.

La micromanipulation des objets biologiques est couramment effectuée au sein d’un milieu liquide et impose certaines contraintes intrinsèques à la nature des objets manipulés (élasticité, fragilité, ...), comme la biocompatibilité des matériaux, le contrôle rigoureux du pH et de la température<sup>3</sup>, le contrôle des efforts appliqués. Les outils de manipulation des cellules uniques biologiques les plus courants sont la diélectrophorèse, les pinces optiques et les dispositifs à aspiration [75, 53].

Le micro-assemblage d’objets artificiels peut répondre aux besoins actuels d’intégration de plusieurs microcomposants de différents matériaux, réalisés par des procédés de fabrication incompatibles, dans un même microsystème. En effet, les microsystèmes (MEMS<sup>4</sup>) possèdent à présent un grand nombre de fonctionnalités accomplies en intégrant sur le même composant différentes technologies (principalement mécaniques, électroniques, thermiques, électrotechniques ou optiques). Les microsystèmes sont usuellement réalisés par des technologies de microfabrication en salle blanche pour lesquelles les phases de fabrication successives doivent être compatibles entre elles. Ils sont monolithiques plans, en 2D ou en 2,5D. Le micro-assemblage est alors une alternative pour surmonter ces limitations et construire des microsystèmes tridimensionnels basés sur l’hybridation de plusieurs technologies. Quelques microsystèmes obtenus par assemblage sont présentés en figure 1.1.

Deux grandes approches sont en général envisagées pour réaliser une opération de micro-assemblage : l’auto-assemblage et le micro-assemblage robotisé. La première approche est plutôt dédiée aux microstructures relativement simples en forme et en nombre de composants, assemblées de manière automatique à partir, par exemple, de techniques d’agitation de fluide, vibrations, champs électrostatiques ou magnétiques, ou de diélectrophorèse [13, 24, 75, 123, 156]. Cette approche permet d’effectuer de nombreuses opérations en parallèle, ce qui offre un flux de production élevé. Cependant, la nature stochastique du processus le rend peu fiable, et sa flexibilité reste faible : si l’un des composants est modifié, la séquence du processus d’assemblage doit aussi être modifiée.

<sup>2</sup>ADN : Acide DésoxyriboNucléique.

<sup>3</sup>Typiquement de  $\pm 0,5^\circ\text{C}$  pour les ovocytes.

<sup>4</sup>Acronyme de l’anglais *Micro-Electro-Mechanical System*.

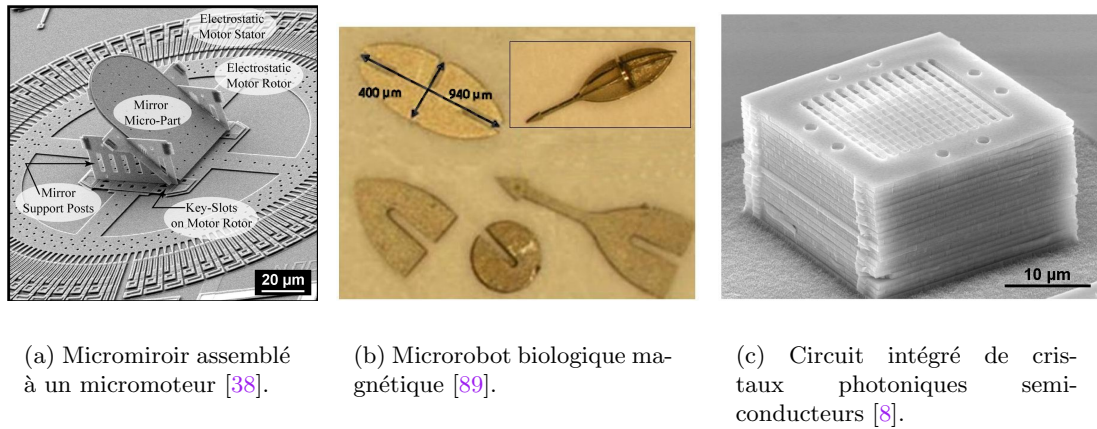


FIG. 1.1 – Exemples de microsystèmes 3D assemblés.

La seconde approche de type robotique permet de suivre et de s'adapter à la rapide évolution des marchés des microcomposants grâce à son importante flexibilité et la possibilité de générer des assemblages précis et fiables. Cette approche est particulièrement adaptée à la production en série de petites et moyennes productions.

Les stations de micromanipulation utilisées dans ce cas, dont un exemple est illustré en figure 1.2, doivent être munies de stratégies de manipulation adaptées au comportement des micro-objets et aux besoins de la tâche à accomplir, de systèmes de perception pour mesurer la position des effecteurs ou des micro-objets, de capteurs afin de mesurer les efforts, et éventuellement d'autres systèmes permettant d'ajouter des fonctionnalités à la station, comme des changeurs manuels ou automatiques d'outils, des outils de fixation ou de test du produit final. L'environnement de travail et le contrôle de ses conditions jouent également un rôle important dans le déroulement des opérations [166].

Dans la suite, les différentes problématiques scientifiques et techniques liées au micro-assemblage seront développées.

### 1.1.1 Comportement des micro-objets et stratégies de micromanipulation

Le micro-assemblage s'adresse aux objets dont les dimensions caractéristiques varient entre  $1\ \mu\text{m}$  et  $1\ \text{mm}$ . Le comportement des objets appartenant à ce micromonde est fortement modifié par la réduction d'échelle. Le poids et l'inertie ne sont plus prépondérants devant les forces de surface (électrostatique, capillarité, van der Waals) et les forces de contact (pull-off). Ces forces sont, en même temps, fortement dépendantes du milieu de travail, c'est-à-dire air, vide, liquide, et de ses conditions, température, pression, humidité, etc.

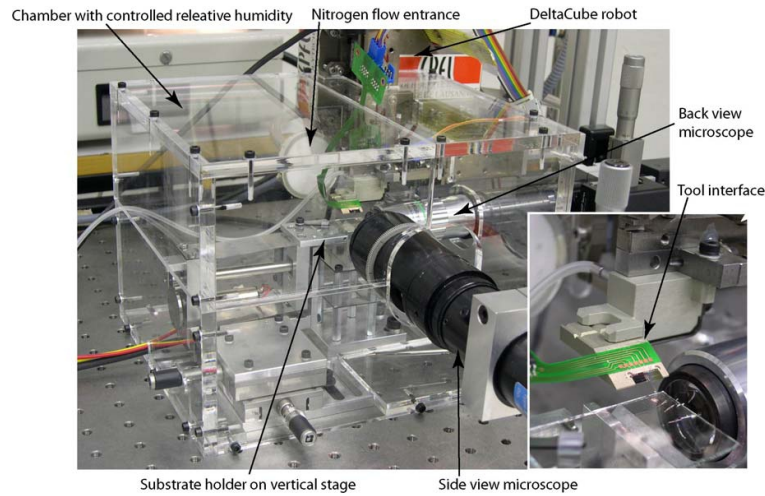


FIG. 1.2 – Exemple d’une station de micromanipulation à environnement contrôlé [36] (École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse).

La grande sensibilité des micro-objets à l’ensemble de ces forces affecte particulièrement les opérations de prise et dépose dans le cadre d’une manipulation où le préhenseur entre directement en contact avec l’objet :

- l’objet peut être repoussé par le préhenseur avant même que ce dernier n’ait réussi à le saisir,
- l’objet peut rester collé au substrat ou à d’autres objets empêchant sa préhension,
- l’objet peut adhérer au préhenseur rendant la dépose difficile.

Ces derniers comportements, illustrés sur la figure 1.3, rendent difficile la manipulation des micro-objets de manière automatique, fiable et répétable ; la précision requise étant souvent comprise entre une centaine de nanomètres et quelques dizaines de micromètres [34, 36, 148]. La modélisation du comportement des micro-objets est donc nécessaire à la réalisation des tâches robotiques de micromanipulation.

Plusieurs stratégies peuvent être envisagées afin de réduire les effets d’adhésion. Parmi les plus courantes nous pouvons citer [135, 167] :

- l’utilisation de matériaux conducteurs pour le manipulateur et le substrat et leur liaison à la masse électrique. Ceci réduit l’accumulation des charges électrostatiques, diminuant ainsi les forces électrostatiques engendrées ;
- l’augmentation de la rugosité des effecteurs réduisant ainsi la zone de contact avec l’objet et par conséquent les forces d’adhésion ;
- la réduction du taux d’humidité (inférieur à 5%) de la zone du travail pour diminuer la force de capillarité directement liée à l’humidité ambiante ;
- l’ajout de revêtements chimiques particuliers permettant de réduire les forces d’adhésion.

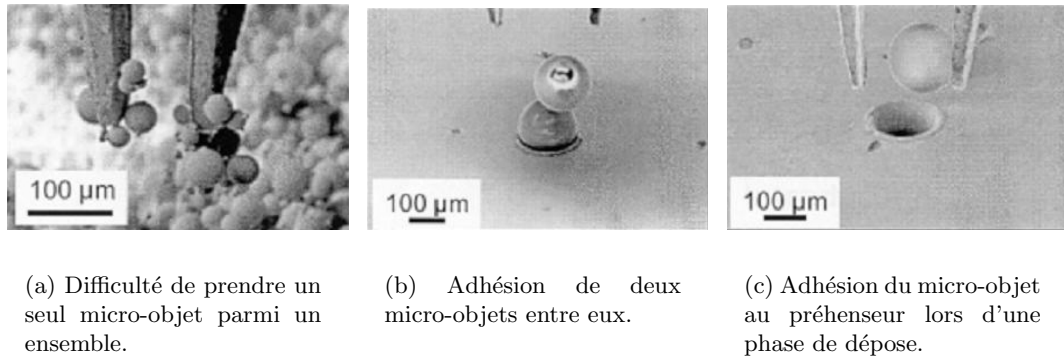


FIG. 1.3 – Phénomènes types provoqués par les effets d'adhésion [34].

Les opérations de manipulation de micro-objets artificiels s'effectuent traditionnellement dans des milieux secs tels que l'air et le vide. Les forces à distance et de contact étant très dépendantes du milieu, l'immersion de ces opérations apparaît comme une solution innovante permettant premièrement la réduction des perturbations dues à ces forces et, deuxièmement, l'accroissement des efforts visqueux, ce qui offre l'avantage supplémentaire de stabiliser le mouvement des micro-objets [57]. Cette voie originale étant exploitée dans cette thèse pour le développement d'un micropréhenseur immergé par changement de phase, une étude plus détaillée de l'influence du milieu sur les forces intervenant dans le micromonde, ainsi que quelques exemples des stratégies de micromanipulation seront présentés dans la suite de ce chapitre.

### 1.1.2 Mesure de micro-efforts

La connaissance des efforts impliqués dans la tâche de micromanipulation permet également d'améliorer les performances de celle-ci afin d'assurer des efforts de contact et de préhension suffisantes sans toutefois endommager ou détruire l'effecteur ou l'objet, d'augmenter la précision des mouvements, de contrôler l'effort d'insertion lors de l'assemblage ou de détecter le contact dans le cas où la vue peut être occultée au système de vision.

L'ordre de grandeur des forces à mesurer dans le micromonde dépend évidemment du type d'objet (biologique, artificiel) et de ses caractéristiques (dimensions, matériau, fragilité, etc.). Il est généralement compris entre 1 nN et 1 mN, la résolution requise variant entre la dizaine de nanonewtons pour la mesure des forces d'adhésion et la centaine de micronewtons pour l'assemblage [48, 143].

Le très large spectre de ces forces (de quelques nanonewtons à quelques micronewtons) et les contraintes technologiques actuelles empêchent la réalisation des systèmes de mesure d'efforts fiables, précis et compacts [59]. En effet, seuls les effets produits par les forces peuvent être mesurés, comme la déformation ou le déplacement d'une structure déterminée dont les caractéristiques mécaniques de rigidité sont préalablement connues.

Le problème général de ce principe réside principalement en la difficulté d'établir des méthodes de calibration fine [43].

Ce principe est utilisé pour les capteurs de force de type AFM<sup>5</sup> qui, connaissant la raideur du levier, mesurent sa flèche à l'aide d'un principe optique.

Des faibles raideurs (0,01-0,5 N/m) sont obtenues à partir de structures submillimétriques et millimétriques comme de simples leviers en silicium, voire des nanotubes de carbone [10].

Un système de dimensions centimétriques ( $170 \times 80 \times 30 \text{ mm}^3$ ) fondé sur le principe de la lévitation passive d'un aimant utilisant des matériaux diamagnétiques tels que le graphite, a été développé par Boukallel *et al.* au Laboratoire d'Automatique de Besançon (LAB) [22]. Ce système original, où l'élément sensible sert aussi d'effecteur, possède des raideurs comprises entre 0,02 et 0,04 N/m et permet la mesure d'une composante d'effort horizontale inférieure au micronewton [21].

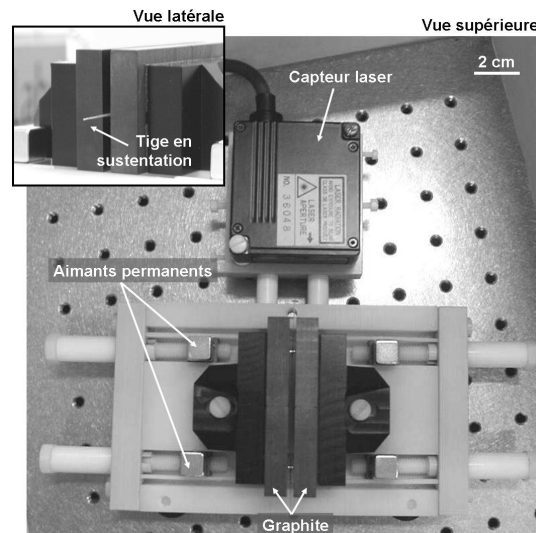


FIG. 1.4 – Capteurs de forces utilisant des matériaux diamagnétiques [21] (LAB, France).

La mesure de micro-efforts permet donc de maîtriser l'interaction outil-composant et de sauvegarder l'intégrité de ces éléments. Même si aujourd'hui des capteurs multi-axes ne sont pas encore développés, une future commande référencée effort-vision pourra garantir de façon performante le processus de manipulation : grâce à un asservissement visuel, une précision de positionnement grossière pourra être obtenue, laquelle sera ensuite affinée par un asservissement en effort.

<sup>5</sup> Acronyme de l'anglais *Atomic Force Microscope*.

### 1.1.3 Visualisation de la scène de travail

L'observation de la tâche de micromanipulation par l'intermédiaire d'un système de vision est indispensable pour suivre et contrôler les trajectoires des micro-objets et des micromanipulateurs difficilement mesurables par un autre moyen ou analysables à l'œil nu. Ce système doit être léger, flexible, modulaire, compatible avec les petits espaces de travail de quelques centimètres cubes et posséder une résolution suffisante pour le traitement d'images. Par exemple, pour un objet de l'ordre du micromètre, la résolution du système doit être meilleure que 100 nm [34, 143]. Le système doit aussi s'adapter au milieu ou éventuellement aux changements de milieu (par exemple, le passage de l'air au milieu liquide et vice versa).

Du point de vue de l'encombrement, les endoscopes sont très intéressants, mais leur résolution limite la visualisation d'objets de dimensions inférieures à 500  $\mu\text{m}$ .

Le système habituellement utilisé est le microscope optique. Il présente généralement une basse fréquence d'échantillonnage de 25 Hz et un fort grossissement. Cependant, sa faible profondeur de champ, son petit champ de vision et ses images faiblement contrastées provoquent au moindre mouvement même une défocalisation ou une sortie du champ de vue de l'objet et/ou du préhenseur. Il est généralement encombrant et sa résolution de 0,1  $\mu\text{m}$  dans le meilleur des cas, permet la visualisation des objets dont la dimension caractéristique minimale est de 10  $\mu\text{m}$ . Pour les objets plus petits, le Microscope Électronique à Balayage (MEB) est par conséquent plus recommandé.

Le Microscope Électronique à Balayage (MEB) est en mesure de visualiser des micro-objets de dimensions caractéristiques allant de quelques dizaines de nanomètres au millimètre. Un MEB est composé d'une chambre à vide (voir un exemple du système en figure 1.5), dans laquelle sont disposés les échantillons à visualiser. Son principe consiste en un faisceau d'électrons balayant la surface de l'échantillon qui, en réponse, réémet certaines particules. Ces particules sont analysées par différents détecteurs qui permettent de reconstruire une image en trois dimensions. Sa résolution peut atteindre 0,4 nm et sa profondeur de champ importante peut être de l'ordre des dimensions de la chambre à vide (alentour de 20 cm), mais sa fréquence d'échantillonnage est très basse (de l'ordre de 2 Hz). L'isolement mécanique et la propreté de l'environnement est assuré sur le MEB respectivement par un dispositif anti-vibration et la mise en place d'un vide secondaire dans l'enceinte. Son utilisation impose des contraintes significatives quant au rafraîchissement des images, à l'encombrement, à la dimension accessible directement liée aux dimensions de la chambre, ainsi qu'à la compatibilité des matériaux insérés dans la chambre avec le maintien sous vide et le balayage du champ d'électrons : à titre d'exemple, les matériaux conducteurs procurent des images de bonne qualité, tandis que les matériaux magnétiques dévient les électrons causant une distorsion de l'image.





FIG. 1.5 – Enceinte restreinte d'un MEB d'un volume d'environ  $20 \text{ cm}^3$ .

#### 1.1.4 Pilotage des stations de micromanipulation

À terme, les stations de micromanipulation pourront être commandées manuellement, par téléopération, ou être complètement automatisées [34, 48, 168].

Actuellement, la micromanipulation et le micro-assemblage robotisés sont effectués en grande majorité manuellement par des opérateurs expérimentés. La télémanipulation ou l'automatisation de ces opérations permettrait de diminuer sensiblement les coûts de main-d'œuvre [48]. Ainsi, le retour des informations de la tâche de manipulation (position des micro-objets, efforts de préhension, ...) devient indispensable pour réaliser le contrôle du processus. Les méthodes de commande doivent être adaptées aux contraintes du micromonde : rapport signal sur bruit faible, grande dynamique, etc.

Les courses des effecteurs étant de quelques centimètres, et les résolutions nécessaires de l'ordre de la centaine de nanomètres, la compacité et la précision des stations sont aussi deux facteurs indispensables. En effet, une station compacte génère moins de vibrations, consomme moins d'énergie et est plus stable et rigide qu'une station de dimensions importantes [90].

#### 1.1.5 Contrôle de l'environnement

Comme cela a déjà été mentionné, les opérations de manipulation et micro-assemblage peuvent se dérouler dans des milieux différents : dans l'air et dans le vide habituellement dans le cas des micro-objets artificiels, ou dans le liquide pour les objets biologiques. Le comportement des objets et des effecteurs est fortement dépendant des conditions du milieu (par exemple la température et l'humidité dans l'air, ou la température et la composition chimique dans un liquide). Les micro-objets peuvent être aussi sensibles à la vibration de la table de travail. Le contrôle de l'environnement est alors indispensable pour que la micromanipulation et le micro-assemblage soient plus fiables. Des chambres

propres ou à environnement contrôlé en température, taux d'humidité, vibrations sont utilisées pour garantir les conditions et la qualité de l'environnement.

### 1.1.6 Conclusion

La manipulation et l'assemblage des systèmes de plus en plus petits et complexes demande le développement de stratégies adaptées au changement d'échelle. Les dimensions et les résolutions des manipulateurs, ainsi que des systèmes de visualisation et de mesures de forces, doivent correspondre aux dimensions des micro-objets manipulés afin de garantir une bonne performance des opérations. Le développement des méthodes de commande adaptées à la micromanipulation est également un enjeu majeur. Le contrôle de l'environnement de travail étant aussi un facteur très influent dans le comportement des objets.

## 1.2 L'impact du milieu dans le micromonde

La manipulation d'objets de dimensions caractéristiques de l'ordre de  $1\ \mu\text{m}$  à  $1\ \text{mm}$ , définie typiquement comme micromanipulation, connaît un essor particulier. Cependant, elle manque encore d'outils pour répondre aux besoins spécifiques de cette échelle. Les principales difficultés résident dans l'efficacité, la fiabilité et la précision des micromanipulations. Ces critères dépendent fortement des interactions entre les corps en présence. Pour cette raison, avant d'évoquer les stratégies de manipulation, nous décrirons les phénomènes physiques qui régissent le micromonde. À cette échelle, les forces surfaciques variant comme le carré des longueurs prennent une influence prépondérante face aux forces volumiques, telles que le poids ou les forces d'inertie, et affectent de façon drastique les micromanipulations, spécialement la dépose des micro-objets. Ces forces sont directement liées aux paramètres physiques du milieu. L'objectif de cette section est de présenter une analyse des forces intervenant dans le micromonde en comparant leur influence dans le milieu sec (air ou vide) et le milieu liquide (eau). Cette étude permettra de faire apparaître les avantages potentiels du milieu liquide lors des manipulations de micro-objets artificiels.

Les forces surfaciques seront traitées en premier lieu, les forces de contact seront ensuite analysées et les effets hydrodynamiques seront enfin présentés. Cette partie est basée sur les références [28, 43, 57, 130].

### 1.2.1 Forces surfaciques

Dans le micromonde, les forces surfaciques et d'adhésion ne sont plus négligeables devant les forces volumiques [52]. Trois grandes classes de forces d'adhésion doivent être prises en considération [23, 49, 69, 123] :

- la force de van der Waals,
- la force électrostatique,
- la force capillaire.



Ces trois forces jouent un rôle primordial dans les interactions entre les micro-objets. Dans la suite de ce chapitre, nous analyserons ces forces en soulignant l'impact du milieu sur elles. Cette analyse est focalisée sur la comparaison entre l'impact de l'air et de l'eau, l'impact d'autres liquides ne sera pas développé.

### Force de van der Waals

La force de van der Waals (vdW) a été étudiée dès les années 30 par Hamaker [65], puis développée dans les années 50 par Lifshitz [103]. Cette force dépend des matériaux, des géométries et des distances entre les objets en présence. La force de van der Waals est l'association des forces d'interaction intermoléculaire, principalement d'origine électrostatique, entre deux corps [77].

Au niveau moléculaire, d'un point de vue général, la force  $F$  agissant entre deux molécules ou particules, dont la distance d'interaction est  $r$ , dérive du potentiel d'interaction  $w(r)$  entre ces deux molécules ou particules et s'exprime par :

$$F = -\frac{\partial w(r)}{\partial r} \quad (1.1)$$

Le signe négatif de la force souligne le fait que cette force est attractive.

Le potentiel d'interaction de van der Waals  $w_{vdW}(r)$  entre deux molécules polaires interagissant dans le vide est [132] :

$$w_{vdW}(r) = -\frac{C_i + C_o + C_d}{r^6} \quad (1.2)$$

où les termes  $C_i$ ,  $C_o$ ,  $C_d$  représentent respectivement les contributions des phénomènes d'induction, d'orientation et de dispersion au potentiel d'interaction de van der Waals. La contribution  $C_d$  de dispersion est la plus importante des trois composantes. Elle est toujours présente, contrairement aux deux autres qui dépendent des propriétés des particules [77].

Or, le potentiel d'interaction  $w_{vdW}(r)$  est plus généralement noté :

$$w_{vdW}(r) = -\frac{C_{vdW}}{r^6} = \frac{C}{r^6} \quad (1.3)$$

L'énergie d'interaction entre une molécule et une surface est ainsi la somme des interactions entre la molécule considérée et chaque molécule de la surface. Pour des

surfaces conventionnelles et des hypothèses précises [50, 94], il est possible d'intégrer le potentiel d'interaction de van der Waals et de déterminer son expression analytique notée  $W$ . La force de van der Waals  $F_{vdW}$  peut alors être exprimée d'après (1.1) :

$$F_{vdW}(z) = -\frac{dW(z)}{dz} \quad (1.4)$$

étant  $z$  la distance de contact entre les deux objets.

Quand les géométries sont plus complexes, il devient impossible d'intégrer (1.2) de manière analytique [51]. La force de van der Waals doit alors être estimée en utilisant des modèles simplifiés, par exemple l'approximation de Derjaguin ou des méthodes d'intégration numérique, comme la méthode d'intégration de Gauss [136] ou le théorème de la divergence [92]. Un résumé de la force de van der Waals pour différentes géométries est proposé dans le tableau 1.1.

TAB. 1.1 – Force d'interaction de van der Waals.

Géométries	Force d'interaction de van der Waals
plans infinis parallèles	$-\frac{A}{6\pi z^3}$ avec $z$ la distance de séparation
sphère/plan infini	$-\frac{AR}{6z^2}$ avec $\begin{cases} z & \text{la distance de séparation} \\ R & \text{le rayon de la sphère} \end{cases}$
sphère/sphère	$-\frac{A}{6z^2} \left( \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} \right)$ avec $\begin{cases} z & \text{la distance de séparation} \\ R_1 & \text{le rayon de la sphère 1} \\ R_2 & \text{le rayon de la sphère 2} \end{cases}$
cylindres parallèles	$-\frac{AL}{8\sqrt{2z^5} \left( \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} \right)}$ avec $\begin{cases} z & \text{la distance de séparation} \\ L & \text{la longueur des cylindres} \\ R_1 & \text{le rayon du cylindre 1} \\ R_2 & \text{le rayon du cylindre 2} \end{cases}$
cylindres perpendiculaires	$-\frac{A\sqrt{R_1 R_2}}{6z^2}$ avec $\begin{cases} z & \text{la distance de séparation} \\ R_1 & \text{le rayon du cylindre 1} \\ R_2 & \text{le rayon du cylindre 2} \end{cases}$

Nous pouvons constater d'après les forces de van der Waals induites dans le tableau 1.1 que ces forces dépendent de la géométrie des surfaces, de la distance séparant les corps et de la constante de Hamaker notée  $A$ . Cette constante est directement liée à la nature des matériaux et des conditions expérimentales. Or, elle est généralement obtenue expérimentalement, mais peut également être estimée. Deux théories existent à ce sujet :

1. la théorie de Hamaker [65]. Sa méthode de calcul ne tient compte que de l'effet de dispersion (les effets d'adhésion sont négligés) en supposant une additivité des forces de dispersion. De ce fait, elle fournit de bonnes approximations de la

constante de Hamaker lors des interactions entre matériaux faiblement polaires prenant des valeurs comprises dans l'intervalle  $[0, 4] \cdot 10^{-19}$  J. Dans les cas contraires, elle sous-estime sa valeur ;

2. la théorie de Lifshitz [103]. Cette théorie est plus réaliste car elle intègre l'influence des atomes voisins à la paire considérée et les effets « retardés<sup>6</sup> », dûs aux forces de dispersion, sont moins sensibles. L'estimation de la constante de Hamaker est cependant plus complexe.

Dans certaines circonstances, il est possible d'obtenir des valeurs approchées des constantes de Hamaker en utilisant des « relations de combinaison » basées dans l'expression de  $A$  proposée par McLachlan [111]. Ainsi, pour deux matériaux 1 et 2 interagissant au travers du vide, la constante  $A_{12}$  peut être écrite en fonction des constantes  $A_{ii}$  de chaque matériau :

$$A_{12} \approx \sqrt{A_{11}A_{22}} \quad (1.5)$$

La constante de Hamaker peut également être exprimée à l'aide d'une constante dite de Lifshitz-van der Waals  $A_{LV}$  [23] :

$$A_{12} = \frac{3A_{LV}}{4\pi} \quad (1.6)$$

Lorsque deux corps interagissent au travers d'un troisième, l'interaction totale entre eux est décrite par la théorie « *DLVO étendue (XDLVO)* » proposée par Xu et Yoon [160]. Selon cette théorie, l'interaction totale ( $F_T$ ) est provoquée principalement par l'interaction de van der Waals ( $F_{vdW}$ ), l'interaction de la double couche électrique ( $F_{EDL}$ ) et des interactions de solvation ( $F_S$ ) :

$$F_T = F_{vdW} + F_{EDL} + F_S \quad (1.7)$$

La force de van der Waals dans un troisième milieu est toujours dépendante de la constante de Hamaker, qui pour deux matériaux 1 et 2 interagissant au travers d'un troisième 3, est approchée par :

$$A_{132} \approx \left( \sqrt{A_{11}} - \sqrt{A_{33}} \right) \left( \sqrt{A_{22}} - \sqrt{A_{33}} \right) \quad (1.8)$$

Dans le cas où les matériaux 1 et 2 sont les mêmes, (1.8) s'écrit :

$$A_{131} \approx A_{11} + A_{33} - 2\sqrt{A_{11}}\sqrt{A_{33}} \quad (1.9)$$

---

<sup>6</sup>Le temps nécessaire au champ  $E_1$  pour polariser l'atome 2 et retourner à l'atome 1 provoque qu'il soit moins disposé à l'attraction à son retour lorsque la distance de séparation entre les deux atomes 1 et 2 augmente. Ce phénomène influe le module de la force de van der Waals au delà d'une séparation de 50 nm.

Partant de l'hypothèse que la constante de Hamaker des deux matériaux égaux interagissant au travers de l'eau  $A_{131}$  est inférieure à la constante de Hamaker des mêmes matériaux au travers du vide  $A_{11}$ , l'inégalité  $A_{131} < A_{11}$  doit être vérifiée, soit :

$$A_{33} < 4A_{11} \quad (1.10)$$

Sachant que les valeurs de la constante de Hamaker  $A_{11}$  pour différents matériaux au travers de l'air varient généralement entre  $1 \times 10^{-20}$  J et  $50 \times 10^{-20}$  J [3, 25, 91], et que la constante de Hamaker  $A_{33}$  de l'eau est de l'ordre de  $4 \times 10^{-20}$  J [28], nous pouvons constater que l'inégalité (1.10) est, dans ces cas, vérifiée. Ceci permet de déduire que la force de van der Waals est normalement réduite lorsque les micro-objets sont immergés [77].

Une double couche électrique (EDL<sup>7</sup>) est constituée par la charge fixe ou induite à la surface d'une particule et par sa contre-charge associée. Les charges de surfaces attirent les ions de charge opposée contenus dans le milieu liquide. Ceux-ci forment une région de contre-ions qui assure la condition d'électroneutralité globale autour de l'interface. Cette double couche électrique crée donc une répulsion entre deux colloïdes chargés. Par conséquent, l'interaction répulsive de la double couche électrique est opposée à l'interaction attractive de van der Waals. De plus, l'interaction EDL est typiquement supérieure à l'interaction de vdW lorsque la distance de contact est comprise entre 1 nm et 20 nm [77], ce qui réduit encore l'impact de la force de van der Waals dans cette plage.

Les forces de solvation (ou d'hydratation dans le cas de l'eau) sont aussi appelées interactions acide-base de Lewis. Dans l'eau, ces forces sont répulsives pour des surfaces hydrophiles et attractives pour des surfaces hydrophobes [77]. Ces forces ne sont influentes qu'à une portée<sup>8</sup> inférieure à 10 nm.

D'après cette analyse, nous apprécions que la force de van der Waals est réduite lorsque les micro-objets se trouvent immergés dans un milieu liquide. En outre, cette force a une courte portée (typiquement inférieure à 100 nm) comparée aux dimensions caractéristiques des micro-objets manipulés (supérieures à 1  $\mu\text{m}$ ) [57]. L'impact de cette force est donc limité par rapport aux effets produits par la force d'adhésion au contact et la force électrostatique dont la portée est supérieure (de l'ordre de la dizaine de microns) [28].

---

<sup>7</sup>Acronyme de l'anglais *Electric Double Layer*.

<sup>8</sup>La portée d'une force est la limite au-delà de laquelle cette force est négligeable devant d'autres forces.

### Force électrostatique

Considérant les dimensions réduites des objets considérés dans le micromonde, la force électrostatique dépend des forces de Coulomb qui apparaissent selon deux cas précis [67] :

1. lorsque des particules chargées sont en présence ;
2. dues aux charges générées par triboélectrification.

Dans un premier temps, nous étudions les forces provoquées par différents types d'interactions :

- surface chargée - particule chargée  $(q_1, \sigma_2)$  ;
- particule chargée - particule chargée  $(q_1, q_2)$  ;
- charge ponctuelle - surface non chargée  $(q_1)$  ;
- surface chargée - surface chargée  $(\sigma_1, \sigma_2)$ .

Premièrement, la force d'interaction engendrée par une surface chargée, dont la densité de charge surfacique est  $\sigma_2$ , interagissant avec une particule de charge  $q_1$  est donnée par :

$$F = \frac{q_1 \sigma_2}{2\epsilon_3 \epsilon_0} \quad (1.11)$$

où  $\epsilon_3$  est la permittivité diélectrique relative du milieu et  $\epsilon_0$  la permittivité de l'air.

Deuxièmement, pour l'interaction entre deux particules chargées ( $q_1$  et  $q_2$ ) séparées d'une distance  $z$ , la force est :

$$F = \frac{q_1 q_2}{4\pi \epsilon_3 \epsilon_0 z^2} \quad (1.12)$$

Troisièmement, en utilisant la méthode de la particule image, il est possible d'exprimer la force d'interaction lorsqu'une charge ponctuelle  $q_1$  approche une surface non chargée à une distance  $h$  :

$$F = \frac{q_1^2}{16\pi \epsilon_3 \epsilon_0 h^2} \quad (1.13)$$

Finalement, la force d'interaction par unité de surface entre deux surfaces planes en vis-à-vis, possédant des densités surfaciques  $\sigma_1$  et  $\sigma_2 = -\sigma_1$  respectivement, est :

$$F = \frac{\sigma_1^2}{2\epsilon_3 \epsilon_0} \quad (1.14)$$

Dans tous ces cas, les forces d'interaction sont fonction de la permittivité diélectrique du milieu. Dans le tableau 1.2 nous observons que la permittivité diélectrique de l'eau

est plus importante que la permittivité diélectrique de l'air. Alors pour la même configuration électrique,  $(q_1, \sigma_2)$ ,  $(q_1, q_2)$ ,  $(q_1)$  ou  $(\sigma_1, -\sigma_1)$ , les interactions entre différentes particules chargées diminuent considérablement dans l'eau.

D'autre part, les forces électrostatiques sont fréquemment provoquées par triboélectrification. Pendant les opérations de micromanipulation, des charges surfaciques sont induites par le contact entre les objets manipulés. La densité de charge dépend de la triboélectrification et de la conductivité du milieu. En effet, les charges surfaciques peuvent mieux se décharger quand la conductivité du milieu est élevée. L'eau, et particulièrement l'eau ionisée, a une conductivité plus élevée que celle de l'air comme nous pouvons l'apprécier dans le tableau 1.2. Par conséquent, si la densité de charge dans l'eau est réduite, les forces électrostatiques aussi.

TAB. 1.2 – Permittivité électrique relative et conductivité électrique de l'air et de l'eau.

Paramètre	Air	Eau
Permittivité électrique relative	$\approx 1$	80,4
Conductivité électrique (S/m)	$10^{-7}$	$> 10^{-4}$

Ainsi, l'impact provoqué par les deux propriétés électriques du milieu aqueux, c'est-à-dire la permittivité diélectrique et la conductivité, provoque une forte réduction des forces électrostatiques, ce qui entraîne à son tour une diminution considérable des perturbations de ce type sur le comportement des micro-objets dans l'eau par rapport à celles rencontrées dans l'air.

### Force de capillarité

Fondamentalement, la force de capillarité qui s'exerce entre deux solides (par exemple le préhenseur et le composant) résulte de deux actions différentes [57] :

- soit une goutte de liquide est appliquée entre les deux solides ; il se crée alors un ménisque ou pont liquide entre les deux solides ;
- soit l'humidité ambiante fait apparaître un pont capillaire entre les deux solides.

En effet, lorsque l'environnement possède un degré d'hygrométrie supérieur à 5%, un phénomène de condensation de la vapeur d'eau est observé [43]. Quand ce pourcentage est élevé, la force de capillarité devient la principale cause de l'adhésion [158].

En fait, la force de capillarité dépend du liquide utilisé à travers sa tension de surface  $\gamma$ , du volume  $V$  constituant le pont liquide, de la distance  $z$  séparant les deux solides, et des matériaux des solides qui, combinés au liquide choisi, conduisent à l'angle de contact  $\theta_1$  formé par le liquide et le composant d'une part, et  $\theta_2$  entre le liquide et le manipulateur d'autre part. En considérant par exemple l'interaction en figure 1.6 entre un plan et une sphère de rayon  $R$  où les angles de contact sont égaux entre eux

( $\theta_1 = \theta_2 = \theta$ ), le volume  $V$  est constant et la hauteur d'immersion  $d$  est petite, la force capillaire peut alors être exprimée par [119] :

$$F = \frac{4\pi R\gamma\cos\theta}{1 + z/d} \quad (1.15)$$

Cette force est maximale au contact. L'expression classique la plus utilisée est alors :

$$F = 4\pi R\gamma\cos\theta \quad (1.16)$$

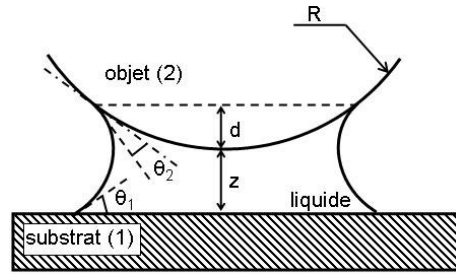


FIG. 1.6 – Ménisque liquide formé entre une sphère et un plan horizontal.

Ainsi, cette force de capillarité entre deux solides est induite par l'interface entre le liquide et l'air à proximité de l'objet. Cette surface disparaît naturellement lorsque l'objet est immergé : la force de capillarité est donc annulée lors des manipulations immergées [55, 57]. Le préhenseur que nous proposons, travaillant complètement immergé, ne subit pas les effets de la force de capillarité. Dans ces cas, la force de capillarité apparaît pendant le franchissement de la surface air-liquide des composants et du manipulateur pour accéder à la zone de manipulation. De même, elle agit directement dans la partie non immergée du manipulateur, ce qui peut perturber particulièrement les mesures de la force appliquée à l'objet manipulé [56, 115].

### 1.2.2 Force de contact

La surface de contact engendre des efforts d'adhésion à vaincre pour séparer les deux objets en contact. La force de pull-off représente la force nécessaire pour détacher un objet en contact avec un substrat. Il existe différents modèles permettant d'estimer cette force :

- le modèle JKR,
- le modèle DMT,
- le modèle Dugdale.

Johnson, Kendall et Roberts ont proposé la théorie JKR qui exprime l'influence de l'adhésion au travers du travail d'adhésion  $W$  entre deux corps [83]. Le travail d'adhésion étant l'énergie permettant de séparer, dans le vide, les surfaces unitaires de deux milieux

en contact jusqu'à l'infini. Ce modèle, applicable particulièrement pour les fortes énergies d'adhésion, les matériaux souples ainsi que les grand rayons de courbure, sous-estime cependant la charge en surface et prévoit une tension infinie au bord de la zone de contact.

Dans le but d'éviter cette tension infinie, Derjaguin, Muller et Toporov ont proposé la théorie DMT [41]. Ils considèrent alors une déformation Hertzienne<sup>9</sup> de la zone de contact et une adhésion due aux forces de surface agissant en dehors de cette zone.

Le modèle DMT s'applique surtout pour des faibles énergies d'adhésion ainsi que pour des faibles rayons de courbures. Néanmoins, étant donné qu'il considère une géométrie Hertzienne, ce modèle sous-estime la valeur du rayon de contact.

La transition entre les modèles JKR et DMT, qui s'avèrent être deux cas limites d'un modèle plus large selon Tabor [145], a été étudiée analytiquement par Maugis [109]. Il introduit un paramètre d'élasticité  $\lambda$  permettant de choisir le modèle le plus adéquat pour chaque cas précis. Ce paramètre est exprimé par :

$$\lambda = 2\sigma_0 \left( \frac{R}{\pi W K^2} \right)^{1/3} \quad (1.17)$$

où  $\sigma_0 = W_{12}/h$  avec  $h \approx 10^{-10}$  m.  $K$  est le module de Young effectif pour les deux matériaux (1) et (2), calculé à l'aide des deux coefficients de Poisson,  $\nu_1$  et  $\nu_2$  respectivement, et des modules de Young,  $E_1$  et  $E_2$ , respectifs des deux corps :

$$K = \frac{4}{3} \left( \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right)^{-1} \quad (1.18)$$

Le système analytique établi par Maugis utilisant le modèle de Dugdale pour obtenir la force de pull-off se révèle très compliqué à résoudre. Il a donc été simplifié par Carpick *et al.* [27]. Leurs équations empiriques formulées apportent des solutions avec moins de 1% d'erreur pouvant ainsi être exploitées dans les modèles de micromanipulation.

Le tableau 1.3 donne, selon le modèle, les différentes expressions de la force de pull-off qu'il faut appliquer pour séparer une sphère de rayon  $R$  d'une surface plane en fonction du paramètre d'élasticité  $\lambda$ .

Les expressions de la force de pull-off qui apparaissent dans le tableau 1.3 sont toutes dépendantes du travail d'adhésion  $W$ . Dans l'air, le travail d'adhésion  $W_{12}$  entre deux corps (1) et (2) distincts est lié à l'énergie de surface  $\gamma_1$  et  $\gamma_2$  de chaque corps et à l'énergie interfaciale ou tension interfaciale  $\gamma_{12}$  à l'interface des deux matériaux [77] :

$$\begin{aligned} W_{12} &= \gamma_1 + \gamma_2 - \gamma_{12} \\ &\approx 2\sqrt{\gamma_1\gamma_2} \end{aligned} \quad (1.19)$$

---

<sup>9</sup>Contact élastique en l'absence d'adhésion.



TAB. 1.3 – La force de pull-off selon le modèle de contact en fonction du paramètre d'élasticité.

Modèle	Paramètre d'élasticité $\lambda$	Force de pull-off
DMT	$\lambda < 0,1$	$-2\pi RW$
Dugdale et interpolation de Carpick	$0,1 < \lambda < 5$	$-\frac{1}{4} \left( 7 - \frac{4,04\lambda^{1/4}-1}{4,04\lambda^{1/4}+1} \right) \pi RW$
JKR	$\lambda > 5$	$-\frac{3}{2}\pi RW$

Pour deux matériaux identiques, (1.20) s'écrit :

$$W_{11} \approx 2\gamma_1 \quad (1.20)$$

De même, l'énergie nécessaire  $W_{132}$  pour séparer deux objets (1) et (2) immergés dans un milieu (3) est [77] :

$$\begin{aligned} W_{132} &= W_{12} + W_{33} - W_{13} - W_{23} \\ &\approx 2(\gamma_3 + \sqrt{\gamma_1\gamma_2} - \sqrt{\gamma_1\gamma_3} - \sqrt{\gamma_2\gamma_3}) \end{aligned} \quad (1.21)$$

Dans le cas de deux objets du même matériau immergés, (1.21) devient :

$$W_{131} \approx 2(\gamma_3 + \gamma_1 - 2\sqrt{\gamma_1\gamma_3}) \quad (1.22)$$

Si l'énergie nécessaire pour séparer deux objets immergés dans l'eau est inférieure à l'énergie permettant la séparation des deux objets dans l'air, l'inégalité  $W_{131} < W_{11}$  doit être vérifiée, soit :

$$\gamma_3 < 4\gamma_1 \quad (1.23)$$

L'énergie de surface de l'air ( $\approx 0$  mJ/m<sup>2</sup>) est négligeable comparée à l'énergie de surface de l'eau (72 mJ/m<sup>2</sup>). Or, l'énergie de surface de différents matériaux est généralement comprise entre 20 mJ/m<sup>2</sup> et 1400 mJ/m<sup>2</sup> [55, 91]. Alors, l'inégalité (1.23) est valable dans ces cas. De ce fait, le travail d'adhésion dans l'eau est moins important que celui dans l'air. Par conséquent, la force de pull-off, proportionnelle au travail d'adhésion, est également réduite dans le liquide par rapport à l'air.

### 1.2.3 Forces hydrodynamiques

L'impact des forces hydrodynamiques est aussi très important dans l'étude comparative du comportement des micro-objets dans l'air et dans l'eau.

Les effets d'inertie sont négligeables dans le micromonde. De ce fait, l'accélération des micro-objets se révèle fréquemment très grande : la vitesse est par conséquent capable d'augmenter dans une période de temps très court. Ce phénomène entraîne deux conséquences majeures. D'une part, les objets sautent et s'expulsent du plan de travail engendrant couramment leur perte ; et d'autre part, le contrôle de la trajectoire des micro-objets devient très complexe.

Dans la plupart des cas, la limitation de la vitesse dans le micromonde ne dépend pas de la limitation physique des forces inertielles, mais de la limitation physique des forces hydrodynamiques. Ainsi, dans un liquide, la vitesse des objets est limitée par les forces hydrodynamiques et le comportement des objets est par conséquent stabilisé.

D'autre part, le mouvement du liquide causé par le mouvement du micromanipulateur peut induire des forces hydrodynamiques significatives sur les micro-objets. Pour cette raison, il est nécessaire de limiter la vitesse du micromanipulateur afin d'éviter les perturbations sur la position du micro-objet. Cependant, la vitesse du micromanipulateur peut rester importante (par exemple 1 mm/s) par rapport aux dimensions caractéristiques du type des objets manipulés (50  $\mu\text{m}$ ) [57].

Le flux d'un fluide quelconque est caractérisé par son nombre de Reynolds  $Re$ . Le nombre de Reynolds représente le rapport entre les forces d'inertie et les forces visqueuses d'un écoulement :

$$Re = \frac{VL}{\nu} \quad (1.24)$$

avec  $V$  la vitesse du fluide,  $L$  la dimension caractéristique du phénomène (la dimension jugée la plus pertinente : le diamètre d'une conduite, la longueur d'une plaque, etc.), et  $\nu$  la viscosité cinématique du fluide ( $1 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$  pour l'eau). Par exemple, pour une plaque de longueur  $L = 100 \mu\text{m}$  dans un écoulement d'eau ayant une vitesse  $V = 1 \text{ mm/s}$ , le nombre de Reynolds est  $Re = 0,1$ .

Dans le micromonde le nombre de Reynolds est généralement très petit ( $Re < 1$ ), c'est-à-dire les forces de viscosité deviennent prépondérantes face aux forces d'inertie [123]. Ceci implique que le flux est laminaire (des éléments de fluide voisins demeurent voisins). Lorsqu'un micro-objet est placé dans un flux laminaire uniforme, la loi de Stokes établit directement la force hydrodynamique appliquée à l'objet. Cette loi n'est valable que quand le nombre de Reynolds est inférieur à 1, mais peut être extrapolée jusqu'à  $Re < 10$  avec une bonne approximation. Pour un fluide uniforme de viscosité dynamique  $\mu$  et de vitesse  $V$ , la force appliquée à l'objet s'écrit :

$$\vec{F}_{hydro} = -k\mu\vec{V} \quad (1.25)$$

avec  $k$  fonction de la géométrie, par exemple  $k = 3\pi d$  dans le cas d'une sphère.

La force hydrodynamique est donc proportionnelle à la viscosité dynamique du fluide. Le tableau 1.4 montre les valeurs de la viscosité hydrodynamique  $\mu$  de l'air et de l'eau. Nous constatons que la viscosité dynamique de l'eau est beaucoup plus grande que celle

TAB. 1.4 – Viscosité dynamique  $\mu$  de l’air et de l’eau.

Air	Eau
$18,5 \times 10^{-6} \text{ kg/(m.s)}$	$10^{-3} \text{ kg/(m.s)}$

de l’air. Par conséquent, pour des vitesses égales, la force hydrodynamique est beaucoup plus importante dans l’eau que dans l’air.

Un exemple synthétique permettant de constater que la vitesse maximale et par conséquent la perte de micro-objets du plan de travail sont réduites dans un milieu liquide grâce aux forces hydrodynamiques montre que la distance finale parcourue par une microbille et le temps nécessaire pour qu’elle atteigne sa position finale sont inversement proportionnels à la viscosité dynamique [55] : dans les mêmes conditions de vitesse initiale, la distance parcourue est 50 fois plus grande dans l’air que dans l’eau pendant que le temps de parcours est 50 fois plus court dans l’eau que dans l’air. De ce fait, la vitesse des micro-objets immergés est considérablement réduite.

#### 1.2.4 Conclusion de l’analyse comparative des forces

Après l’étude comparative des forces surfaciques, des forces de contact et des forces hydrodynamiques, nous pouvons conclure que la micromanipulation en milieu liquide présente un grand intérêt. En effet, les forces surfaciques (van der Waals, électrostatique et capillaire) et les forces de contact (pull-off) diminuent, voire s’annulent, dans le milieu liquide permettant la réduction considérable des perturbations dues aux effets électrostatiques et par adhésion. En même temps, les forces hydrodynamiques augmentent de manière importante, limitant la vitesse maximale des micro-objets et leur perte du plan de travail. Il est à noter que des mesures expérimentales comparatives de forces d’adhésion ont également été menées au LAB [55, 57]. Elles ont permis de corroborer l’analyse théorique présentée ici. Ainsi, le comportement des micro-objets au sein d’un liquide diffère de celui dans l’air et des nouvelles stratégies de préhension adaptées à ce nouveau paradigme sont nécessaires au développement des tâches de micromanipulation dans ce milieu prometteur. Les travaux présentés dans ce document porte sur l’étude d’un principe de manipulation tirant directement profit du milieu liquide : la stratégie de préhension est basée sur la génération et la fonte d’un microvolume de glace dans un bassin d’eau, ce qui annule complètement la force d’adhésion outre les avantages inhérents du milieu liquide.

Afin de positionner nos travaux par rapport aux stratégies de préhension actuellement étudiées, celles-ci sont résumées dans la suite de ce chapitre.

### 1.3 Stratégies de micropréhension par contact

De nombreux principes de préhension ont été développés afin de manipuler et assembler des micro-objets. Le principe de préhension est le principe physique que produit la force nécessaire pour assurer la saisie de l'objet. Ce principe physique conditionne le choix du préhenseur, les stratégies et les conditions environnementales à mettre en œuvre pour saisir et déposer l'objet [20, 43, 148]. Deux voies principales se dégagent :

- la micromanipulation sans contact,
- la micromanipulation avec contact.

La micromanipulation sans contact permet la maîtrise des mouvements de l'objet sans établir aucun contact avec le préhenseur, annulant ainsi les effets d'adhésion. Quelques techniques utilisées sont [32, 53, 151] :

- les pinces optiques. Les pinces optiques utilisent un faisceau laser pour manipuler des micro-objets transparents possédant des indices de réfraction supérieurs à ceux du milieu de manipulation. La figure 1.7(a) schématise le principe utilisé : lorsque les rayons lumineux se réfractent à la surface de l'objet, leur chemin lumineux est modifié induisant une pression de radiation sur l'objet. Dans ce cas, les objets sont attirés par la région de plus grande intensité lumineuse. En déplaçant le faisceau laser, l'objet est alors déplacé sans aucun contact. Les pinces optiques permettent de manipuler des objets de dimensions caractéristiques allant de quelques dizaines de nanomètres à quelques dizaines de micromètres. Les forces mises en jeu sont de l'ordre de quelques piconewtons pour des objets dont le diamètre est d'un micromètre. Ce principe permet de manipuler une grande variété de micro-objets comme des sphères artificielles, des cellules biologiques ou des nano-objets (par exemple nanotubes de carbone) ;
- la diélectrophorèse. Quand un objet est plongé dans un champ électrique non stationnaire, il est soumis à une force diélectrophorétique (voir figure 1.7(b)). En fonction de la constante diélectrique de l'objet et de la fréquence du signal électrique, deux comportements sont observés : (i) les objets sont attirés vers les zones de fort champ électrique créées par les électrodes (diélectrophorèse positive) ; (ii) les objets sont repoussés des électrodes vers les zones de faible champ électrique (diélectrophorèse négative). Les dimensions des objets manipulés avec cette technique sont de l'ordre de quelques nanomètres à la centaine de micromètres et les fréquences du champ électrique couramment utilisées varient entre 0,1 Hz et 1 MHz. La vitesse de déplacement des micro-objets, dépendante des propriétés diélectriques et de la morphologie de ceux-ci, vont de 20 à 40  $\mu\text{m/s}$  ;
- la lévitation acoustique. La lévitation acoustique se décline sous deux formes : la lévitation par ondes stationnaires et la lévitation par champ proche. Dans la lévitation par ondes stationnaires, des petits composants peuvent être manipulés par lévitation dans (ou juste sous) les nœuds de pression d'une onde acoustique stationnaire établie entre un sonotrode et un réflecteur comme l'illustre la figure 1.7(c). La lévitation à champ proche est obtenue en remplaçant le réflecteur par un composant plat, l'onde stationnaire s'établit alors sous le composant permettant ainsi

sa lévitation. À titre d'exemple, pour la manipulation dans l'air des composants sphériques ayant une dimension inférieure au millimètre, la fréquence du sonotrode est de 40 kHz et la longueur d'onde d'environ 8,6 mm.

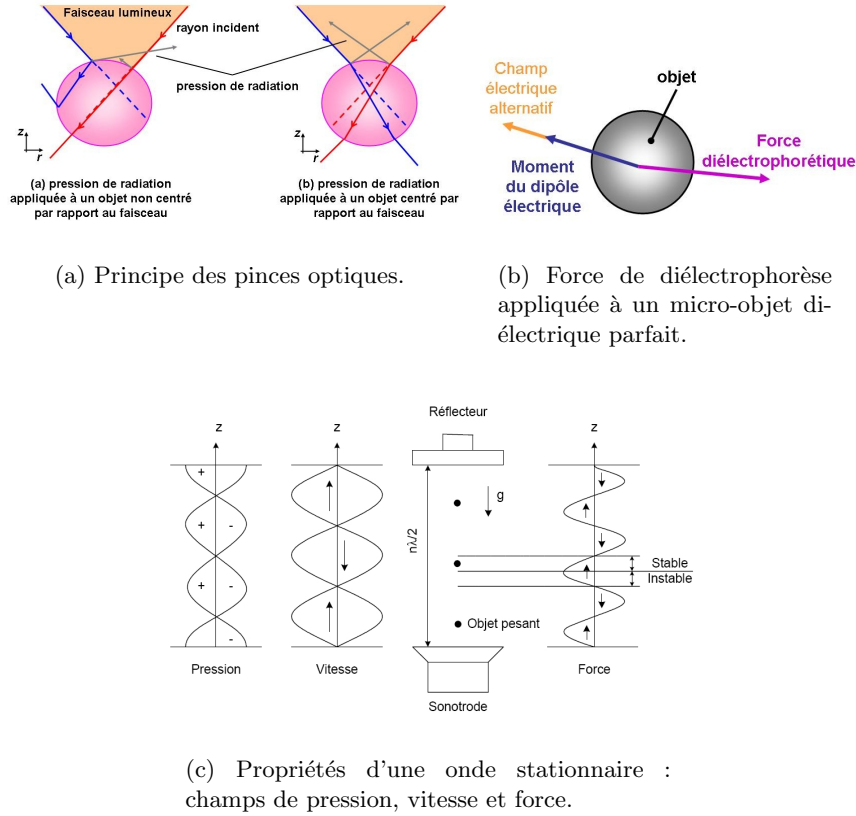


FIG. 1.7 – Exemples des techniques utilisées dans la manipulation sans contact.

Les techniques de manipulation sans contact génèrent des faibles forces de blocage. De plus, elles sont limitées à une classe restreinte en termes de matériaux, propriétés physiques et géométries des micro-objets, du préhenseur et de l'environnement. Leur application est généralement dédiée à la manipulation de cellules biologiques.

La préhension par contact reste l'un des principes le plus répandu. Dans ce cas, un ou plusieurs points de contact sont nécessaires entre le système de préhension et l'objet. Pour cette raison, la manipulation est en général perturbée par les effets d'adhésion et des stratégies de lâcher doivent être implantées pour assurer la relâche de l'objet.

Deux approches sont principalement exploitées pour la préhension avec contact. D'une part, l'approche macroscopique qui s'intéresse principalement à l'utilisation des principes bien maîtrisés dans le macromonde, lesquels sont appliqués dans le micro-monde, tels que la friction ou l'aspiration. D'autre part, l'approche microscopique qui se concentre sur l'exploitation des effets physiques dans le micromonde [20, 148].

La préhension par contact permet la manipulation d'un grand type de matériaux et de géométries des micro-objets. Elle permet également d'engendrer une force importante de préhension, ce qui peut être intéressante par exemple dans le cadre d'une opération d'insertion pour un micro-assemblage.

Le domaine applicatif de nos travaux étant la manipulation et le micro-assemblage des objets artificiels dans un large spectre, les techniques de manipulation sans contact ne seront plus abordées. Dans ce mémoire, nous nous intéresserons alors préférentiellement aux techniques de manipulation avec contact.

La suite de ce chapitre est consacrée à la présentation de différentes réalisations exploitant les principes les plus courants de la micromanipulation par contact dans les deux approches : l'aspiration, la friction et l'exploitation des effets propres au micromonde.

### 1.3.1 Préhension à dépression

Les préhenseurs à dépression sont probablement les plus utilisés dans l'industrie car ils peuvent facilement être adaptés à une grande variété d'objets : des composants électroniques à montage superficiel et autres microcomposants qui nécessitent d'une bonne précision de positionnement, jusqu'aux objets volumineux tels que les pare-brise automobiles ou les panels aéronautiques. Le vide, généré par une pompe externe au préhenseur ou de manière interne comme dans le cas des seringues, provoque l'adhésion de l'objet au préhenseur.

Dans le cadre de la micromanipulation, Zesch *et al.* ont utilisé une seringue pour adhérer des micromorceaux de diamants de géométries aléatoires, dont la dimension caractéristique est supérieure à  $100\text{ }\mu\text{m}$  [163]. Ils ont constaté la nécessité d'utiliser des techniques ou outils annexes (par exemple une pointe plus fine) pour palier les phénomènes d'adhésion lors de la relâche.

Arai et Fukuda utilisent le principe du changement de pression provoqué par un changement de température dans les microtrous ( $10$  ou  $15\text{ }\mu\text{m}$  de diamètre) de la surface active de l'effecteur développé [9]. La surface a comme dimensions  $406 \times 392\text{ }\mu\text{m}^2$ . Avant d'entrer en contact avec l'objet, l'effecteur est chauffé au-dessus de la température ambiante. Après le contact avec l'objet, la température est diminuée et la pression à l'intérieur des trous diminue. Pour déposer l'objet, la température des trous est augmentée de nouveau. Les forces de préhension générées par ce dispositif varient entre  $20$  et  $40\text{ }\mu\text{N}$  selon le nombre de microtrous de la surface active ( $3$ ,  $5$  ou  $7$ ). Quant aux objets manipulés (de l'ordre de la centaine de micromètres), une surface souple est recommandée afin de prévenir des fuites d'air.

La dépression est aussi largement appliquée dans le milieu liquide : un objet est plaqué dans un tube dans lequel existe une légère dépression. L'exemple classique utilisant cette technique est la fécondation *in vitro* d'un ovocyte, décrite en figure 1.8. L'ovocyte, qui est une cellule de grande dimension (diamètre de  $100$  à  $200\text{ }\mu\text{m}$ ), est maintenu

par aspiration dans une pipette. Le spermatozoïde est prélevé et séparé du reste de la population par aspiration dans un tube capillaire. Le tube dans lequel se trouve le spermatozoïde sert également d'outil pour perforer la membrane de l'ovocyte et ainsi le féconder [53].

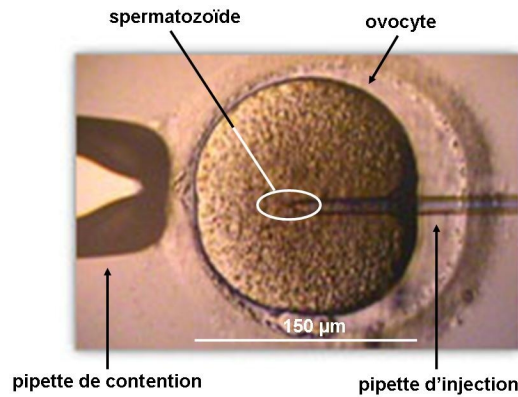


FIG. 1.8 – Fécondation *in vitro* : l'ovocyte est maintenu par aspiration tandis que le spermatozoïde, prélevé par aspiration, est injecté.

La préhension par dépression est amplement utilisée pour la manipulation des micro-objets fragiles. Ce type de préhenseurs est généralement peu encombrant et bon marché notamment lorsqu'il s'agit de seringues [20, 34, 123, 148]. La préhension par friction est le deuxième principe couramment utilisé dans le micromonde.

### 1.3.2 Micropréhension par friction ou de type micropince

La grande majorité des préhenseurs utilisant les forces de friction pour saisir un micro-objet est composée de deux doigts de serrage parallèle dont la conception dépend directement des caractéristiques de l'objet à saisir. De ce fait, ils sont généralement dédiés et spécifiques à celui-ci. Ces préhenseurs peuvent être actifs ou passifs, présenter un ou plusieurs degrés de liberté, faire état d'une compliance, ou être équipés de capteurs.

Dans le cas de micropinces actives, le principe d'actionnement est obtenu par différents moyens technologiques, les plus courants étant la piézoélectricité, l'électrostatique, les alliages à mémoire de forme et les déformations thermiques [4]. Les micropinces passives ne requièrent aucun moyen d'actionnement.

Quelques exemples des micropinces avec différents types d'actionnement, ainsi que des micropinces passives seront présentés dans cette section.

### Micropréhenseurs à actionnement piézoélectrique

La piézoélectricité permet la transformation réversible d'énergie mécanique en énergie électrique. Ainsi, les matériaux piézoélectriques utilisés comme actionneurs pour des micropinces subissent une déformation lorsqu'une différence de potentiel est appliquée. Ces actionneurs offrent une grande rapidité (le temps de réponse peut être inférieur à la dizaine de microsecondes) et une haute résolution de l'ordre de quelques nanomètres [4, 82]. Ils sont capables de fournir des forces importantes allant jusqu'à la centaine de millinewtons, mais la déformation engendrée reste faible : un élément piézoélectrique présente une déformation de l'ordre de 0,1 à 0,2% [48]. Cependant, les performances de ce type d'actionneurs peuvent être améliorées en optimisant leur conception [60, 86, 101]. Les deux principales catégories de ces micropinces sont :

- les micropinces de type bimorphe piézoélectrique. Une structure bimorphe est obtenue en solidarissant mécaniquement deux lames, sous la forme d'une poutre élancée, l'une contre l'autre. Quand elles sont sollicitées par des champs électriques, l'une se contracte alors que l'autre s'étend provoquant ainsi une flexion de la structure. Le déplacement d'une structure bimorphe est typiquement de l'ordre de 10  $\mu\text{m}$  par volt. Cependant, la force de blocage diminue [20] ;
- les micropinces à structure compliant déformées par un actionneur piézoélectrique. En fait, la faible déformation des micropinces à actionnement piézoélectrique nécessite généralement d'empiler les actionneurs ou de les inclure dans une structure mécanique amplificatrice permettant d'obtenir des courses suffisantes. Les mécanismes résultants, appelés mécanismes compliant, augmentent la course des micropinces de 20 à 50 fois par rapport aux éléments seuls [5]. Leur fabrication est aussi simplifiée : ils sont, en général, d'une seule pièce [74].

Le Laboratoire d'Automatique de Besançon a conçu et réalisé une micro-pince à deux doigts de serrage, dont l'actionnement est de type piézoélectrique bimorphe, qui s'intègre dans le concept des microrobots sur puce (MMOC<sup>10</sup>). Cette micropince possède quatre degrés de liberté (DDL), deux sur chaque doigt [4]. La figure 1.9(a) présente une version de cette micropince. Les courses types sont de 320  $\mu\text{m}$  en ouverture-fermeture et 200  $\mu\text{m}$  en montée-descente ; tandis que les forces de blocage maximales atteignent 55 mN en ouverture-fermeture et 10 mN en montée-descente. La résolution est de l'ordre de 10 nm et le temps d'ouverture-fermeture de la pince est inférieur à 10 ms. Les organes terminaux sont interchangeables et s'adaptent à la forme et les dimensions des objets à saisir. Fixée à une station de manipulation, elle permet de manipuler des objets de dimensions allant de 5  $\mu\text{m}$  à quelques millimètres.

De nombreuses études ont eu comme support cette pince piézoélectrique : un changeur d'outils a été développé dans l'intention d'automatiser le changement des organes terminaux en gardant le même actionneur [34] ; un système de contrôle robuste par  $H_\infty$  de force et de position a été modélisé et testé par Rakotondrabe *et al.* sur un système équivalent [129] ; finalement, Grossard *et al.* proposent une optimisation du design de

<sup>10</sup> Acronyme de l'anglais *Microprehensile Microrobot On Chip*.



l'actionneur [60]. Ce nouveau design devrait permettre de multiplier par 4 la force de serrage (316 mN au lieu de 82 mN).

Une application biologique des ces micropinces est la micromanipulation des particules de silicate de  $15\text{ }\mu\text{m}$ . Pour cette application, seuls les doigts étaient immergés dans la solution biologique. De ce fait, Heriban *et al.* ont développé des doigts adaptés d'une part à l'actionneur existant et, d'autre part aux besoins de l'application. Le schéma des microdoigts en silicium résultants de ce compromis est illustré en figure 1.9(b) : la partie large est collée aux connecteurs de l'actionneur, tandis que la partie fine permet de manipuler les particules au sein du liquide [70].

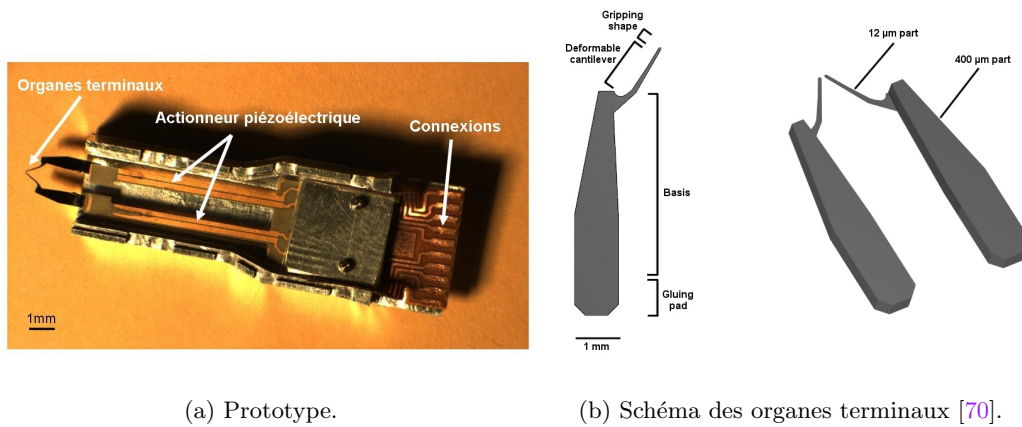


FIG. 1.9 – Micropinçe piézoélectrique MMOC [4] (LAB, France).

Ohara *et al.* [117] ont développé un manipulateur original à actionnement piézoélectrique en vue de la même application. Il consiste en deux doigts mobiles et deux structures mobiles en parallèle, illustrés en figure 1.10. Le module inférieur contrôle la position du préhenseur, tandis que le module supérieur contrôle la préhension du cristal. Le système a deux fois 3 DDL au total.

Par ailleurs, en ce qui concerne les micropinces à structure compliant à actionnement piézoélectrique, Chang *et al.* et Nah *et al.* citent de déplacements de l'ordre de la centaine de micromètres [30, 113]. La figure 1.11 présente la micropinçe fabriquée par Huang *et al.*, dont les dimensions sont de  $1100 \times 1100 \times 500\text{ }\mu\text{m}^3$ , capable de générer un déplacement de  $16\text{ }\mu\text{m}$  et une force de 1,6 mN [74].

Ainsi, les micropinces par actionnement piézoélectrique sont rapides et précises et fournissent des forces de préhension importantes. La bonne connaissance du principe physique et la grande variété des matériaux piézoélectriques disponible dans le commerce, favorisent l'application de ce type d'actionnement dans le développement des

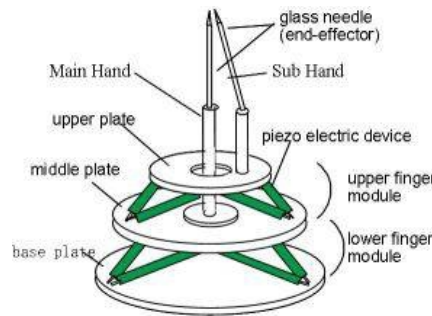


FIG. 1.10 – Manipulateur des cristaux de protéines à deux doigts [117] (University of Tsukuba, Japon).

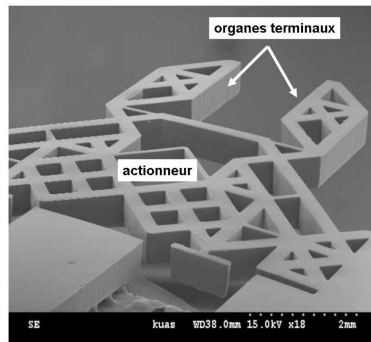


FIG. 1.11 – Micropince à structure compliant [74] (National Kaohsiung University of Applied Sciences, Taiwan).

micropinces. Enfin, malgré le comportement non linéaire des actionneurs piézoélectriques, ceux-ci peuvent être commandés à l'aide des algorithmes de contrôle relativement simples [48].

### Micropréhenseurs à actionnement électrostatique

Les préhenseurs à actionnement électrostatique utilisent les forces d'attraction ou répulsion présentes entre deux électrodes (typiquement deux plaques) chargées, soumises à une différence de potentiel et séparées par un isolant, par exemple l'air. En effet, en appliquant cette différence de potentiel, des charges opposées apparaissent sur les plaques résultant en une force électrostatique attractive entre les deux électrodes. Des dizaines à des centaines de volts sont typiquement nécessaires pour parvenir à un déplacement de l'ordre de quelques micromètres. Néanmoins, ces micropinces sont relativement rapides, avec un temps de fermeture de  $500 \mu s$  [5, 20].

Des exemples de ces micropinces à actionnement électrostatique dédiées à des applications précises sont présentés par Wierzbicki *et al.* et Vendan *et al.* [152, 157]. Wierz-

bicki *et al.* ont développé une micropince qui fournit une force de serrage de quelques millinewtons et une course de  $50\text{ }\mu\text{m}$  pour manipuler des vaisseaux sanguins. Quant à Vendan *et al.*, ils ont construit une micropince en SiC de  $1,2 \times 0,35\text{ mm}^2$  et une ouverture de  $20\text{ }\mu\text{m}$ , capable de manipuler des micro-objets dans un environnement hostile tel que températures extrêmes, milieux corrosifs ou radioactifs, ou hautes pressions. La figure 1.12 présente un modèle de cette micropince : quand une tension est appliquée, les doigts de la pince se rapprochent, permettant la préhension des objets.

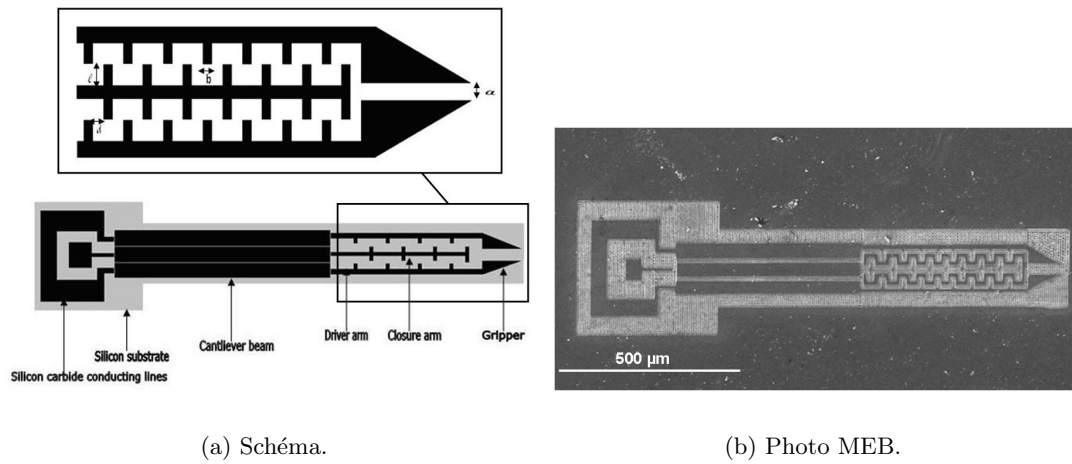


FIG. 1.12 – Micropinça à actionnement électrostatique développée par Vendan *et al.* [152] (Iowa State University, EUA).

Une conception originale est décrite par Xing *et al.* [159]. Cette micropinça comporte trois doigts actionnés de manière simultanée à l'aide d'une source de tension à haute fréquence et permet de manipuler des micro-objets entre 30 et 100  $\mu\text{m}$ . De même, Beyerle *et al.* ont intégré un capteur de forces dans leur modèle [16]. Selon le modèle, il a une sensibilité soit de  $0,55\text{ mV}/\mu\text{N}$ , soit de  $4,41\text{ mV}/\mu\text{N}$ , et une résolution de 520 nN et 70 nN respectivement. Son principe de fonctionnement est schématisé en figure 1.13(a) : lors de la préhension d'un micro-objet, le doigt gauche est poussé vers la droite par l'actionneur jusqu'à ce que les doigts de la micropinça soient fermés. Ceci génère une force de préhension qui fait fléchir le doigt droit. La flexion du doigt droit, proportionnelle à la force de préhension et indépendante des dimensions ou des propriétés mécaniques de l'objet saisi, est mesurée par un capteur de force. Les dimensions du prototype de la figure 1.13(b) est de  $7,7 \times 5,6\text{ mm}^2$ . Ce prototype est désormais commercialisé par la société suisse Femto-tools créée en août 2007, issue de l'École Polytechnique Fédérale de Zurich (EPFZ).

Les faibles courses obtenues avec des différences de potentiel en général importantes (par exemple entre 20 et 150 V) représente le principal désavantage des micropinces

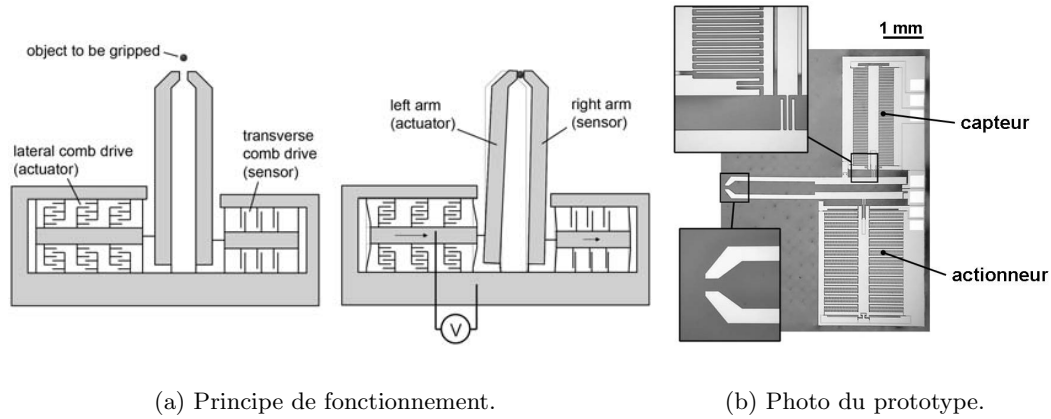


FIG. 1.13 – Micropinçe munie d'un capteur de forces [15] (École Polytechnique Fédérale de Zurich, Suisse).

par actionnement électrostatique. De plus, leur fabrication est souvent complexe. Cependant, elles sont relativement faciles à actionner simplement en modifiant la tension appliquée [123].

### Micropréhenseurs actionnés par alliages à mémoire de forme

Un alliage à mémoire de forme (AMF), après avoir été déformé de manière permanente (état martensitique) en-dessous d'une certaine température, retrouve sa forme originale (état austénitique) quand il est réchauffé au-dessus d'une autre température. Cette propriété est appelée « effet à mémoire de forme ». C'est lors du retour à sa forme originale qu'un AMF est capable de générer un travail mécanique [5, 20]. La déformation peut atteindre jusqu'à 8% dans le cas des alliages NiTi. Le principal désavantage est le besoin d'être réchauffé, puis refroidi [48, 123]. Ceci provoque un temps de réponse important, souvent supérieur à 1 s. De plus, selon les températures de transformation des alliages, leur susceptibilité à l'environnement, et surtout à la température, peut réduire leur efficacité. Leur considérable hystérésis pouvant aller de 170°C pour le NiTi jusqu'à 700°C pour le FeNiCoTi, et leur faible largeur de bande (30 K maximum pour les mêmes alliages) nécessite des systèmes de contrôle avancés [82, 123]. Le réchauffement est généralement obtenu par effet Joule, occasionné par le passage d'un courant électrique. Quant au refroidissement, des liquides refroidissants ou des systèmes de convection forcée, par exemple, peuvent accélérer le processus, mais ils rendent le dispositif plus encombrant.

Les micropinces avec ce type d'actionnement sont souvent munies des capteurs de force de manière monolithique [6, 73, 87]. Ainsi, Kirchhoff *et al.* intègrent un capteur piézorésistif dans les doigts d'une micropinçe en silicium tel que la figure 1.14 l'illustre. Également, Houston *et al.* ont conçu et fabriqué une micropinçe capable de fournir des forces de l'ordre de 2 mN et une course de 177  $\mu\text{m}$  avec un temps de réponse de 1,2 s,

dans laquelle un capteur de force dont la sensibilité est de  $180 \text{ mV/mN}$  est intégré. Cette micropince a été miniaturisée en gardant la même conception mais, faute de capteurs de force commerciaux adaptés à sa dimension, elle n'en possède pas. Les deux réalisations sont présentées en figure 1.15.

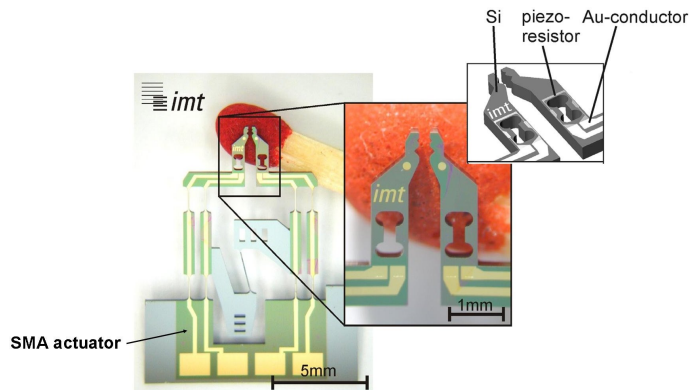
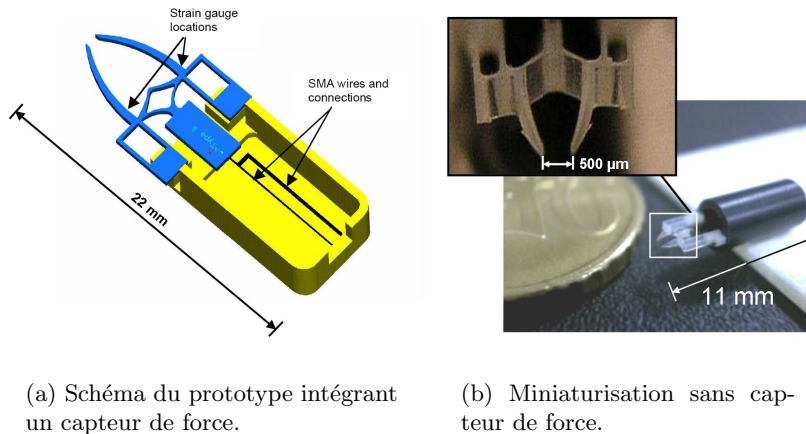


FIG. 1.14 – Micropince intégrant un capteur de forces piézorésistif [87] (Institute for Microtechnology, Allemagne).



(a) Schéma du prototype intégrant un capteur de force.

(b) Miniaturisation sans capteur de force.

FIG. 1.15 – Micropinces développées par Houston *et al.* [73] (Scuola Superiore Sant'Anna, Italie).

Une autre conception de faibles dimensions a été effectuée par Zhang *et al.* [164]. Cette micropince comporte deux doigts de  $100 \mu\text{m}$  de large : l'un fixe qui guide le mouvement, et l'autre mobile actionné par un AMF en Ni-Ti-C comme présenté sur la fi-

gure 1.16. La micropince, qui atteint un déplacement maximale de  $62\ \mu\text{m}$  en 1 s et fournit une force maximale de 50 mN, permet d'assembler des microblocs de  $0,5 \times 0,5 \times 0,2\ \text{mm}^3$  ayant des accroches de  $60\ \mu\text{m}$ .

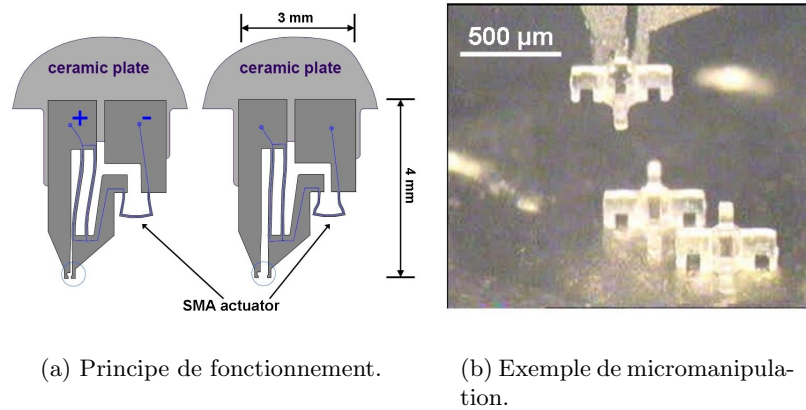


FIG. 1.16 – Micropinches développées par Zhang *et al.* [164] (National University of Singapore, Singapour).

Les micropinches actionnées par un alliage à mémoire de forme offrent de très larges déplacements, mais leur temps de réponse long et la difficulté de les contrôler réduit leur utilisation.

### Micropréhenseurs à actionnement thermique

Les micropinches utilisant des actionneurs thermiques exploitent l'expansion d'un matériau provoquée par une augmentation de température. Dans cette section nous présentons uniquement quelques exemples de réalisations ; les micro-actionneurs thermiques seront analysés plus en détail dans le chapitre 3.

Les déplacements obtenues par ce type de micropinches varient entre quelques micromètres et plusieurs centaines de micromètres ; les forces de serrage étant de l'ordre du millinewton, et le temps de réponse généralement supérieur à 50 ms [4].

Un exemple d'une micropince à actionnement thermique est présenté en figure 1.17. Dans cet exemple développé par Ivanova *et al.*, les bras de la micropince servent aussi d'actionneurs : ils s'échauffent par effet Joule lors du passage d'un courant électrique ; l'expansion thermique provoquée induit leur flexion. Chaque doigt mesure  $20\ \mu\text{m}$  de longueur, et l'ouverture maximale obtenue est de  $5\ \mu\text{m}$  [78].

La micropince réalisée par Greminger *et al.* a une structure compliant qui permet d'amplifier le déplacement et dont le mouvement de chaque bras est fourni par un seul actionneur [58]. Les dimensions de la micropince sont :  $3 \times 3 \times 0,1\ \text{mm}^3$ . Chaque bras

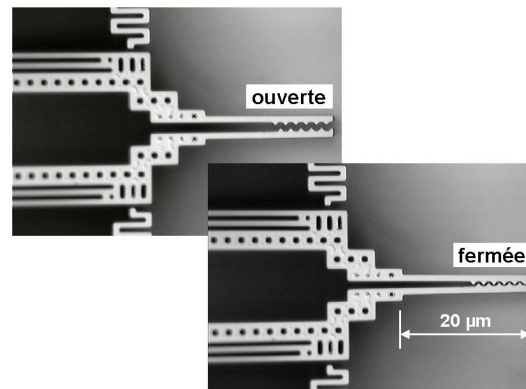
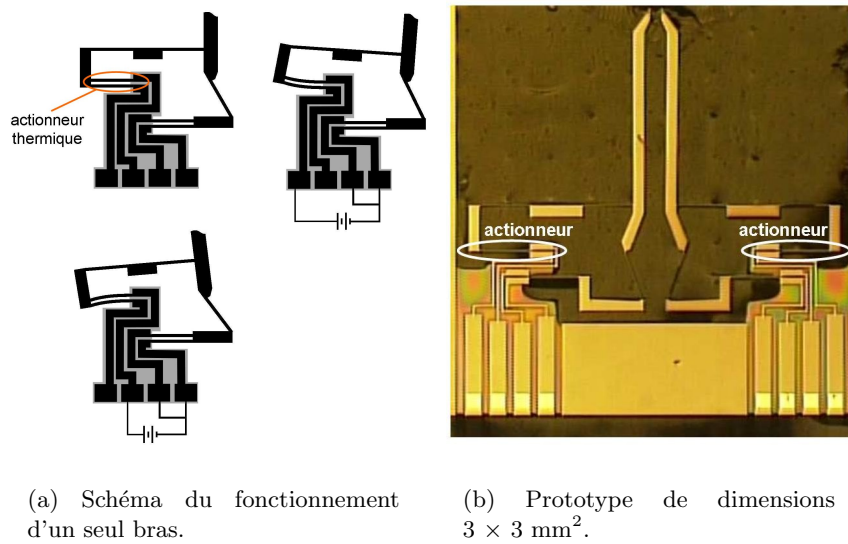


FIG. 1.17 – Fonctionnement des micropinces à actionnement thermique développées par Ivanova *et al.* [78] (University of Kassel, Allemagne).

a 2 DDL indépendants et sa course maximale est de  $38\ \mu\text{m}$  dans le sens d'ouverture-fermeture, et de  $12\ \mu\text{m}$  dans le sens montée-descente. La force maximale est de 1,9 mN. Un schéma de son fonctionnement et une photo de la micropince sont illustrés en figure 1.18.



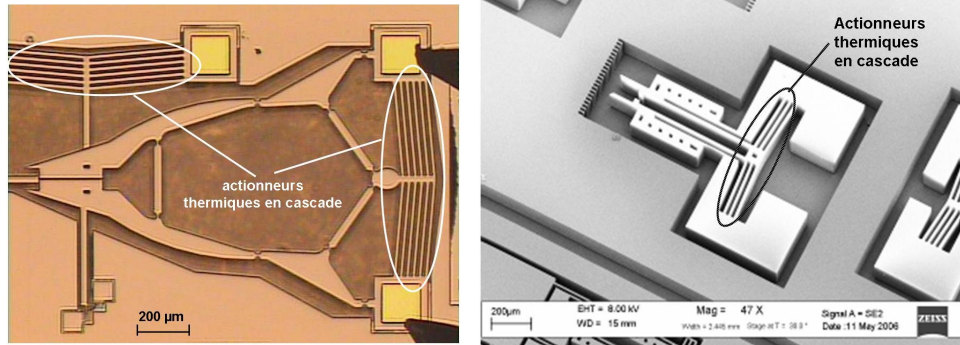
(a) Schéma du fonctionnement d'un seul bras.

(b) Prototype de dimensions  $3 \times 3\ \text{mm}^2$ .

FIG. 1.18 – Micropince compliant à actionnement thermique [58] (University of Minnesota, EUA).



L'association de plusieurs micro-actionneurs thermiques en cascade est aussi une méthode courante pour augmenter la course d'une micropince actionnée thermiquement. Ainsi, Kang *et al.* [84] et Mayyas *et al.* [110], dont leurs réalisations sont présentées en figure 1.19, profitent de cette géométrie pour obtenir des déplacements autour de 90  $\mu\text{m}$ .



(a) Micropince souple développée par Kang *et al.* [84] (Korea Polytechnic University, Corée).

(b) Micropince développée par Mayyas *et al.* [110] (University of Texas at Arlington, EUA).

FIG. 1.19 – Micropinces à actionnement thermique en cascade.

De nombreuses réalisations ont aussi été développées dans le but de travailler dans un milieu immergé pour des applications biologiques [33, 35, 70, 114, 141]. Ainsi, Chronis et Lee ont développés des micropinces thermiques biocompatibles à base de résine SU-8 et une bicouche Chrome/Or (Cr/Au) comme électrode [33]. Ces pinces ont été utilisées pour la manipulation des cellules *Hela* de 10  $\mu\text{m}$  de diamètre dans une solution saline biologique. Lors du déplacement maximale des doigts de 12  $\mu\text{m}$ , une puissance de 4,7 mW et une température de travail de 80°C ont été relevées.

Colinjivadi *et al.* manipulent des cellules saines de rein de rat (NRK<sup>11</sup>) dans une solution saline de phosphate (PBS<sup>12</sup>) avec une micropince thermique en SU-8/Au opérant à 50 mW et une température de 58°C, qui produit de déplacements entre 15 et 50  $\mu\text{m}$  [35]. Le schéma de cette dernière micropince est présentée en figure 1.20(a).

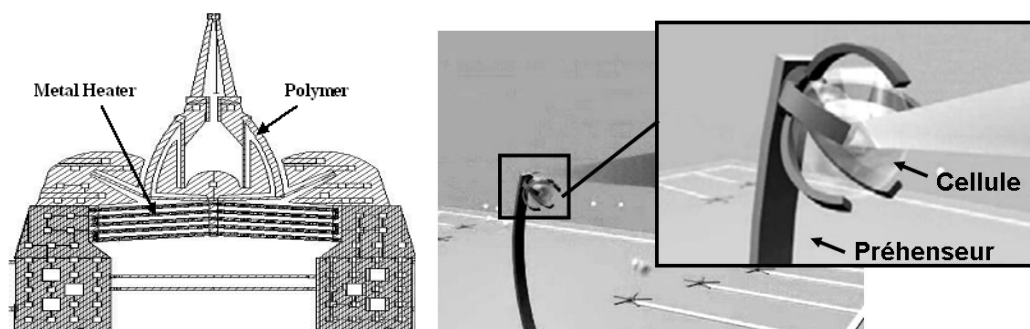
Chan et Li ont développé un bras manipulateur muni de plusieurs doigts dont l'actionnement thermique est complètement immergé [29]. La couche de métal (en platine) de chaque doigt-actionneur est enveloppée d'un polymère (parylène C). De cette manière, en plus d'être biocompatibles, l'utilisation du polymère réduit l'énergie nécessaire à l'actionnement afin de ne pas endommager les cellules à manipuler. Des follicules

<sup>11</sup>Acronyme de l'anglais *Normal Rat Kidney*.

<sup>12</sup>Acronyme de l'anglais *Phosphate Buffered Saline*.



*Danio rerio* de  $800\ \mu\text{m}$  de diamètre ont été capturés en utilisant ce manipulateur. La figure 1.20(b) illustre cette réalisation.



(a) Schéma de la micropince de Colinjivadi *et al.* [35] (University of Texas at Dallas, EUA).

(b) Schéma du microbras manipulateur développé par Chan et Li [29] (The Chinese University of Hong Kong, Hong Kong).

FIG. 1.20 – Micropréhenseurs par actionnement thermique utilisés dans la manipulation de cellules biologiques.

Les micropréhenseurs par actionnement thermique sont très utilisés dans la manipulation des micro-objets artificiels et biologiques grâce à leur simplicité et leur fiabilité. L'amélioration des performances de ce type de micropinces porte principalement sur l'amplification des courses ou la diminution de la température d'actionnement (notamment pour les applications biologiques), plutôt que sur la réduction du temps de réponse.

### Micropréhenseurs actionnés par polymères électroactifs

Une voie originale d'actionnement des micropréhenseurs est l'utilisation des polymères électroactifs. Les actionneurs en polymères électroactifs tels que le polypyrrole et la polyaniline, sont basés sur le changement réversible du volume du polymère causé par leur oxydation et leur réduction lors de l'application d'une tension dans le matériel conducteur. Ainsi, quand une tension négative est appliquée, le polymère subit une réduction. Pour assurer la neutralité des charges, il capte des ions de la solution électrolyte dans laquelle il est plongé, ce qui provoque son expansion. Inversement, quand une tension positive est appliquée, le polymère s'oxyde, libère des ions et se contracte [79, 165]. La combinaison de ces deux actions résulte en un mouvement. Il génère des mouvements d'une grande amplitude supérieure à 10% avec un temps de réponse allant de quelques microsecondes à quelques dizaines de millisecondes. Ce type d'actionneurs sont fréquemment utilisés dans la manipulation immergée grâce à leur bonne stabilité dans le milieu aqueux [11].

Un exemple de manipulateur à bras unique actionné par polymère électroactif dans une solution électrolyte est celui développé par Jager *et al.* [79]. Ils ont conçu un microbras, schématisé en figure 1.21, capable de manipuler des objets autour de  $100\text{ }\mu\text{m}$  dans une zone de  $250 \times 100\text{ }\mu\text{m}^2$ . Les actionneurs sont fabriqués en bi-couches de polypyrrole-or (PPy/Au). Chacun d'entre eux est commandé individuellement avec des tensions allant de  $-0,7\text{ A}$  (pour obtenir des flexions de  $90^\circ$ ) à  $0,2\text{ A}$ . Ce manipulateur vise son application dans une multistation de diagnostic de cellules.

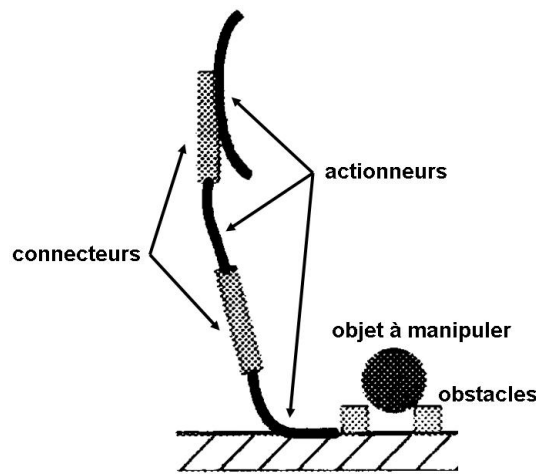


FIG. 1.21 – Schéma d'une situation de manipulation en utilisant le microbras manipulateur actionné par polymères actifs [79] (Linköpings Universitet, Suède).

Les micromanipulateurs actionnés par polymères actifs sont capables de fournir des mouvements très larges et un temps de réponse plus court que les actionneurs thermiques et par alliage à mémoire de forme, mais leur application est limitée aux objets qui ne sont pas endommagés par la solution électrolyte.

### Micropréhenseurs passifs

Les micropréhenseurs passifs ne nécessitent d'aucune technologie d'actionnement pour générer le mouvement de leurs effecteurs. Leur conception doit alors s'accorder parfaitement avec les microcomposants à saisir, ce qui peut limiter leur diversité. Par contre, leur manipulation est très fiable : la dépose étant basée sur le principe de fixation, les problèmes d'adhésion entre le préhenseur et l'objet sont aussi affranchis. Pour expliquer ce concept nous présenterons deux réalisations.

D'une part, Dechev *et al.* ont développé une station de micro-assemblage robotique qui utilise une micropince passive. Chacun des deux doigts de cette micropince est relié à la base de celle-ci à l'aide de trois barres compliantes qui leur permettent un déplacement de  $2\text{ }\mu\text{m}$  [7]. La géométrie des doigts de la micropince doit être adaptée à l'empreinte

du microcomposant à manipuler. Le microcomposant peut avoir différentes formes et dimensions, mais sa conception doit toujours inclure une empreinte correspondante à la micropince et un système de fixation pour s'accrocher à d'autres composants [39, 40].

La figure 1.22 illustre les différentes actions menées lors de l'assemblage d'un microcomposant [38, 39, 40] :

- (a) positionner la micropince par rapport au microcomposant. La micropince doit d'abord s'approcher et s'aligner en face du microcomposant ;
- (b) saisir le microcomposant à l'aide d'un clip. Ici, l'espace entre les deux doigts compliants de la micropince est de  $298\ \mu\text{m}$ , tandis que celui dans l'empreinte du microcomposant est de  $302\ \mu\text{m}$ . De ce fait, lorsque la micropince pousse le microcomposant les doigts de la micropince s'ouvrent de manière passive et saisissent le microcomposant par le clip. La force d'insertion de la micropince est de l'ordre de  $35\ \mu\text{N}$ . Il faut noter que même si le microcomposant est saisi, il est toujours fixé au substrat de fabrication ;
- (c) rompre les points d'accroche du microcomposant. Pour détacher le microcomposant du substrat, la micropince continue à pousser le microcomposant dans le but de rompre les accroches dans leur parties sécables. Ces parties sont conçues pour céder à une force supérieure à  $100\ \mu\text{N}$  ;
- (d) manipuler le microcomposant. Une fois les accroches rompus, le microcomposant peut être positionné par rapport au microcomposant auquel il sera assemblé. Le robot manipulateur sur lequel est fixé la micropince possède 6 DDL (3 en translation et 3 en rotation) et travaille en mode téléopéré ;
- (e) fixer le microcomposant avec un autre microcomposant. Les microcomposants sont assemblés entre eux grâce aux systèmes flexibles de fixation présents dans les deux composants. Ils fonctionnent sous le principe d'un verrou d'accrochage. Ces systèmes ont aussi des géométries très variées. Le pourcentage de réussite dans la fixation de deux microcomposants en utilisant ces systèmes est supérieur à 80% ;
- (f) libérer le microcomposant de la micropince. Les forces de fixation entre les composants sont largement supérieures à la quarantaine de micronewtons nécessaires à la micropince pour se libérer. Ainsi, la micropince se rétracte dans le sens opposé à celui qui a servi pour fixer l'objet, les doigts s'ouvrent de manière passive et le composant est libéré. Grâce à cette stratégie la manipulation se déroule sans aucun problème d'adhésion entre l'effecteur et l'objet.

Les dimensions des microcomposants manipulés avec cette station d'assemblage varient entre  $60 \times 60 \times 5$  et  $200 \times 300 \times 5\ \mu\text{m}^3$ , lesquels ont permis d'assembler en 3D, par exemple, un microtransformateur et un micromiroir.

D'autre part, Popa *et al.* utilisent un robot manipulateur avec 7 DDL, muni d'effecteurs passifs pour assembler en 3D des microcomposants MEMS fabriqués en 2,5D. Le robot manipulateur est utilisé sur une station de micro-assemblage en 3D avec 19 DDL et 3 robots manipulateurs [126, 128].

La figure 1.23 présente les effecteurs passifs, ainsi que le microcomposant et son support de fixation. Les effecteurs saisissent le microcomposant et le repositionnent pour l'insérer verticalement dans le support de fixation. Les forces d'insertion et de fixation

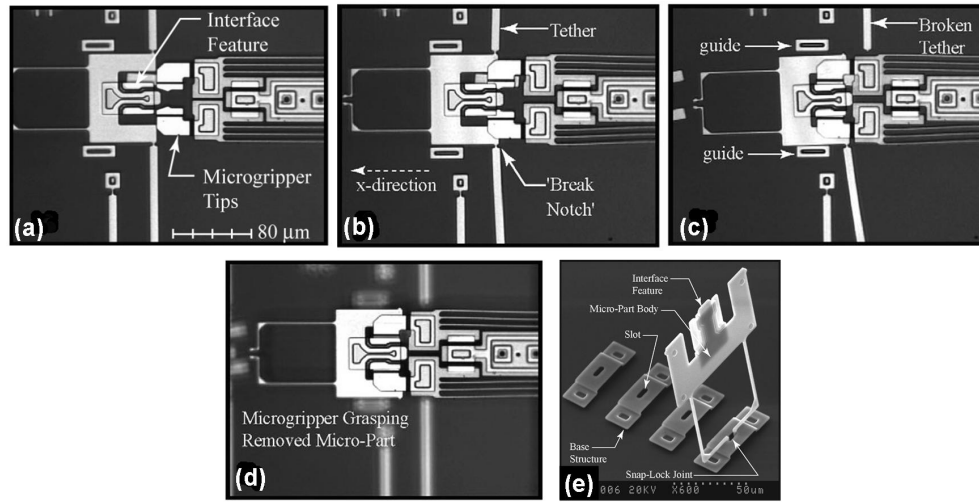
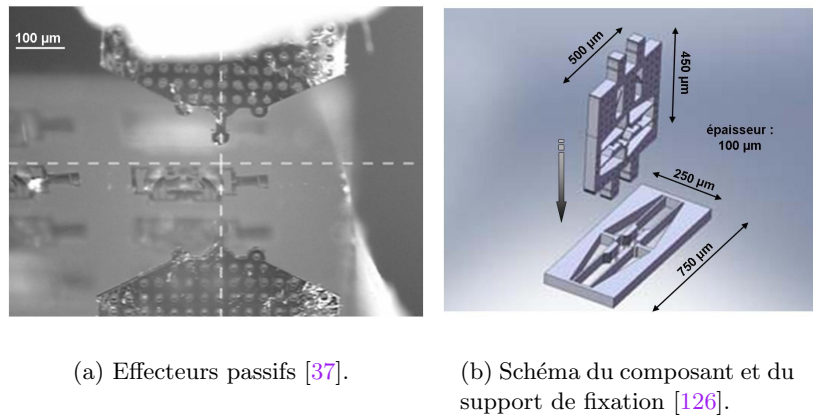


FIG. 1.22 – Assemblage d'un microcomposant avec les micropinces passives développées par Dechev *et al.* [38, 39] (Université de Victoria, Canada).

sont de l'ordre de quelques dizaines de millinewtons. Dans ce cas, elles sont aussi largement supérieures aux forces d'adhésion (inférieures à la centaine de nanonewtons). La dépose s'effectue alors sans problèmes d'adhésion. Quelques systèmes assemblés à l'aide de ce système sont : un microspectromètre qui comprend cinq composants de dimensions caractéristiques entre 800  $\mu\text{m}$  et 3 mm, et un microrobot à pattes (« ARRIpede ») de 1  $\text{cm}^3$  avec 4, 6 ou 8 pattes actionnées thermiquement.



(a) Effecteurs passifs [37].

(b) Schéma du composant et du support de fixation [126].

FIG. 1.23 – Dispositifs permettant le micro-assemblage à pression de composants MEMS (University of Texas at Arlington, EUA).

Les micropréhenseurs passifs sont exclusivement limités à la manipulation des micro-objets compatibles avec la géométrie des ses effecteurs. Leurs performances dépendent alors de la conception des manipulateurs et des composants à manipuler, les forces d'insertion et de fixation jouant aussi un rôle très important pour assurer l'assemblage. L'absence de connexions pour l'alimentation facilite leur montage dans les robots manipulateurs. Le principal avantage de la micromanipulation et le micro-assemblage avec les préhenseurs passifs est l'affranchissement des problèmes d'adhésion.

### Conclusion de la micropréhension par friction

La préhension par friction est un outil amplement utilisé. Actuellement, les thématiques de recherche dans ce domaine sont plutôt tournées sur l'étude de l'actionnement (piézoélectrique, thermique, polymères actifs, etc.) et peu sur l'interaction préhenseur-objet qui est pourtant très perturbée. En effet, le principal problème avec la plupart des micropréhenseurs de ce type apparaît au moment de la dépose : étant donné la prépondérance des effets d'adhésion, les micro-objets restent collés aux effecteurs, entraînant un manque de répétabilité et précision des préhenseurs. Seuls les préhenseurs passifs ne subissent pas ce problème, mais ils sont fortement limités en termes de diversité des objets à manipuler.

Une autre voie consiste à étudier des moyens de préhension qui profitent des phénomènes présents dans le micromonde.

### 1.3.3 Préhension par exploitation des effets physiques dans le micromonde

Les deux techniques utilisées pour la préhension des micro-objets profitant des effets physiques propres au micromonde sont principalement : la préhension par les forces d'adhésion et la préhension par la force de capillarité.

#### Préhension utilisant les forces d'adhésion

Utiliser les forces d'adhésion comme principe de préhension est une démarche qui paraît naturelle à l'échelle microscopique. La saisie de l'objet peut ainsi être obtenue par simple contact et le préhenseur ne nécessite pas d'architectures complexes. En fait, il suffit que la force de pull-off<sup>13</sup> entre le préhenseur et l'objet soit plus importante que celle entre l'objet et le substrat [64, 135]. Toutefois, le problème du lâcher subsiste. Les méthodes de manipulation par forces d'adhésion se différencient donc essentiellement par la technique utilisée pour assurer le lâcher de l'objet.

Une première solution est obtenue en introduisant une inclinaison au préhenseur, ce qui réduit la composante normale au substrat de la force d'adhésion entre le préhenseur et l'objet. Ce mode de manipulation, basé sur les saisie et dépose statiques, a été expérimenté par D. S. Haliyo [63]. La figure 1.24 présente le déroulement d'une

<sup>13</sup>Force nécessaire pour rompre le contact entre deux objets.

telle manipulation en utilisant le levier d'un microscope à force atomique (AFM) comme préhenseur, une sphère en verre de  $40\text{ }\mu\text{m}$  de diamètre et un substrat en plexiglas :

- (a) le préhenseur, parallèle au substrat, est placé au-dessus de l'objet à saisir ;
- (b) le préhenseur est mis en contact avec l'objet ;
- (c) l'objet adhère au préhenseur et les deux sont retirés verticalement. La mise en contact de l'objet avec le substrat sans incliner le préhenseur ne permet pas la dépose de l'objet ;
- (d) le préhenseur est incliné de  $40^\circ$  ;
- (e) l'objet est mis en contact avec le substrat ;
- (f) la dépose est effectuée en retirant verticalement le préhenseur.

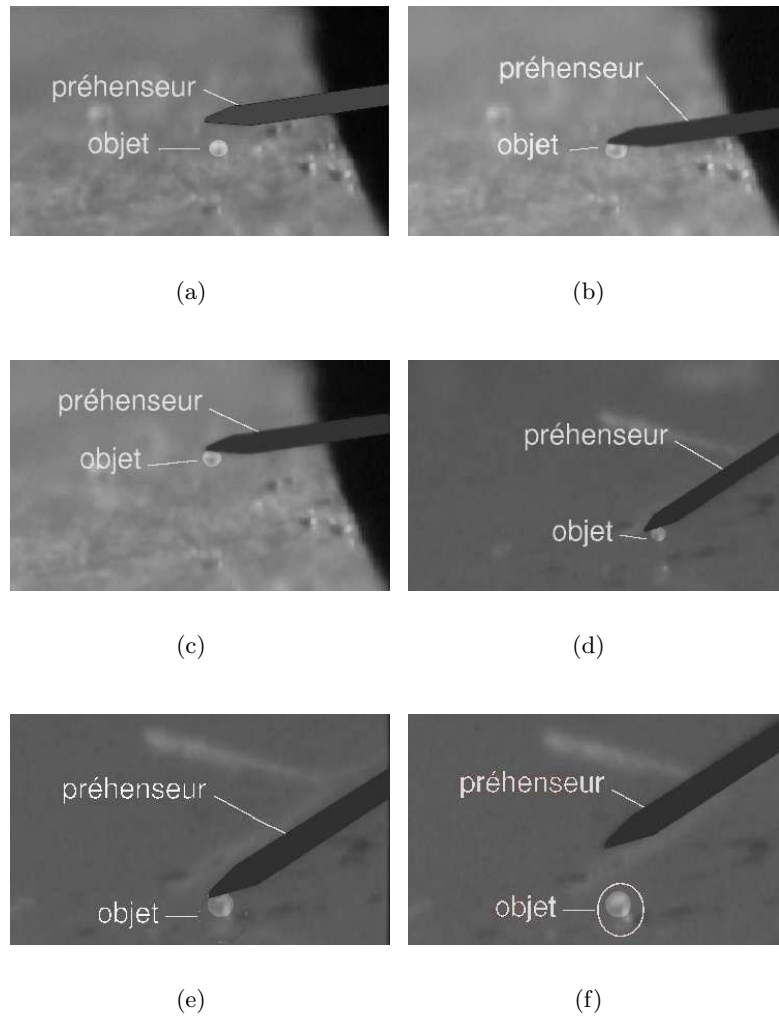


FIG. 1.24 – Manipulation par saisie et dépose statique [63] (Université Pierre et Marie Curie, France).

Ce type de manipulation requiert que la force appliquée au préhenseur vérifie les conditions de saisie et dépose de l'objet. Ses valeurs peuvent varier rapidement en fonction des facteurs liés à l'environnement. Il devient donc très difficile de garantir la fiabilité de la prise et la dépose des objets.

D'autres solutions ont été étudiées en employant trois stratégies différentes : dépose par roulement, dépose par effet d'éponge et dépose par accélération [43, 45, 64, 153].

La dépose par roulement est réservée aux objets sphériques. Pour permettre le roulement, le moment de roulement doit être simultanément supérieur ou égal au moment maximal de roulement de chaque interface de contact [43, 45]. Il est important de contrôler la force de contact afin de rouler l'objet et le positionner à l'extrémité du préhenseur. Une fois à cette position, l'aire de contact entre l'objet et le préhenseur est très petite ; par contre, l'aire de contact entre l'objet et le substrat n'a pas changé. Ainsi, la force d'adhésion entre ces deux derniers est supérieure à celle entre l'objet et l'extrémité du préhenseur. En utilisant un asservissement visuel, ce type de dépose peut être effectué avec une grande précision comme l'illustre la figure 1.25.

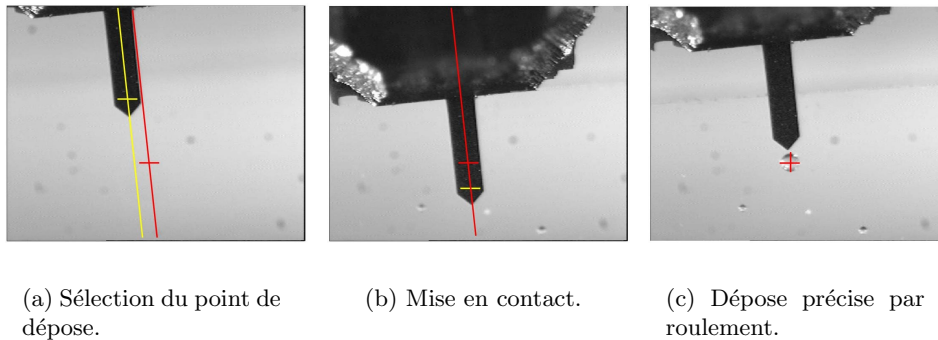


FIG. 1.25 – Dépose par roulement [43] (Université Pierre et Marie Curie, France).

L'effet d'éponge est un phénomène qui apparaît quand la distance entre deux surfaces est très petite et l'une ou les deux surfaces se déplacent suivant leurs normales, provoquant une pression entre ces surfaces. Cette pression réduit les effets d'adhésion entre les surfaces. Watanabe *et al.* [153] ont analysé cet effet dans deux cas schématisés en figure 1.26. L'opération de manipulation est menée par un préhenseur composé de deux doigts en cuivre, un poussoir et un d'appui, de  $45 \times 3 \times 0,3 \text{ mm}^3$  chacun. Le doigt poussoir comprend un oscillateur piézoélectrique. Il est chargé de pousser l'objet, soit vers le doigt d'appui, soit vers le substrat. Le doigt d'appui supporte l'objet et les forces que le doigt poussoir exerce contre eux. L'objet est une bille de verre de diamètre égale à  $200 \text{ }\mu\text{m}$ . La stratégie de manipulation est illustrée en figure 1.27 :

- (a) état initial,
- (b) le doigt d'appui se met en contact avec l'objet,
- (c) le doigt poussoir se met en contact du côté gauche de l'objet,
- (d) l'objet et les doigts se soulèvent : l'objet est déplacé,



- (e) l'objet et les doigts sont repositionnés sur le substrat,
- (f) le doigt pousseur oscille horizontalement se détachant de l'objet,
- (g) le doigt pousseur se place sur l'objet,
- (h) le doigt d'appui se déplace vers le haut pour se détacher de l'objet,
- (i) le doigt pousseur oscille verticalement se détachant de l'objet.

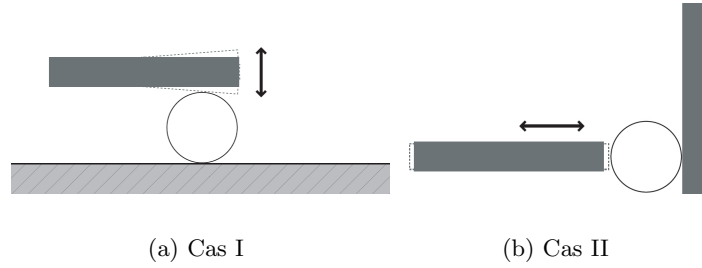


FIG. 1.26 – Effets de compression par oscillation analysés par Watanabe *et al.* [153] (Yamaguchi University, Japon).

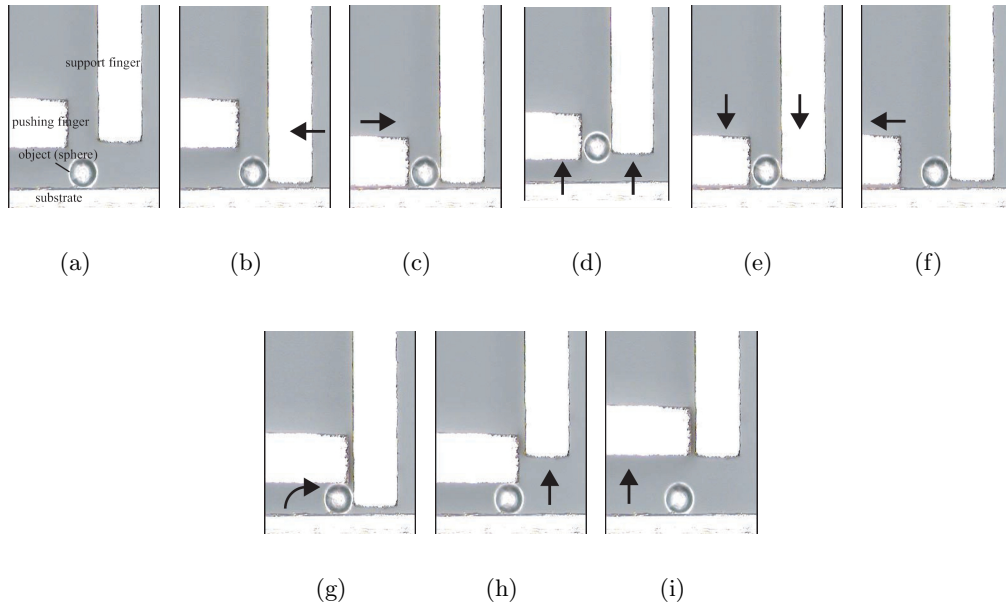


FIG. 1.27 – Manipulation utilisant l'effet d'éponge [153] (Yamaguchi University, Japon).

Finalement, la dernière technique de lâcher est la dépose par accélération qui utilise la force d'inertie pour contrebalancer les effets d'adhésion entre le préhenseur et l'objet pour provoquer ainsi la dépose de l'objet [45, 64]. Des expérimentations réalisées par Haliyo *et al.* [64] ont démontré l'existence d'une accélération pour laquelle ceci est vérifié. Sa



valeur est comprise entre  $10^4$  et  $10^6$  m/s<sup>2</sup> pour des objets de dimension caractéristique autour de  $50\text{ }\mu\text{m}$ . Cette valeur dépend évidemment de la masse de l'objet et de l'angle d'attaque du préhenseur. Ces accélérations sont obtenues en bout de levier en le faisant vibrer. Cette technique a aussi été utilisée pour séparer des objets préalablement saisis en vrac (dépose sélective). En effet, le système de préhension-oscillation a une fréquence propre liée au nombre et position des objets attachés. Ainsi, il est possible de contrôler le détachement de chacun des objets, un par un, de manière particulière. La figure 1.28 présente la dépose des sphères de pollen de  $10$  à  $20\text{ }\mu\text{m}$  de diamètre.

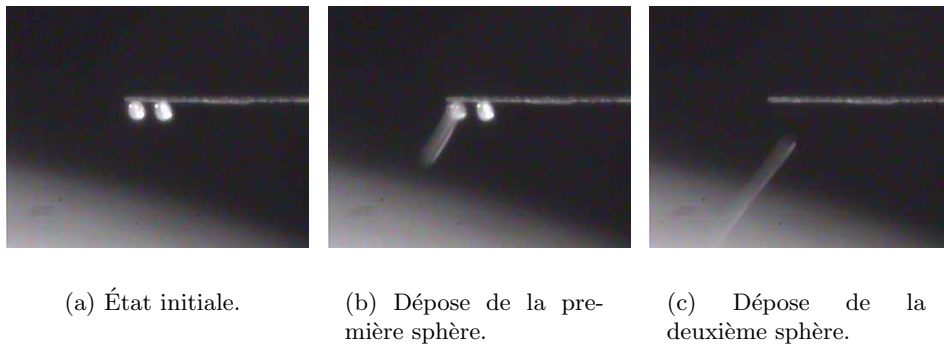


FIG. 1.28 – Dépose sélective de sphères de  $20\text{ }\mu\text{m}$  [64] (Université Pierre et Marie Curie, France).

Le principal inconvénient de ces stratégies est l'absence de contrôle et précision de la position finale de l'objet. En outre, elles deviennent moins efficaces quand les dimensions caractéristiques des objets diminuent car des fréquences de vibration plus élevées deviennent nécessaires en raison de la diminution de l'inertie de l'objet [20].

### Préhension utilisant la tension de surface

La force de capillarité est aussi utilisée comme moyen de préhension. Elle est introduite soit par l'humidité dans l'environnement, soit par une couche de liquide entre le préhenseur et l'objet. Cette stratégie présente une particularité quand le pont liquide est gelé attrapant ainsi l'objet dans une petite couche de glace. La libération de l'objet est obtenue par la liquéfaction de la glace. Dans ces cas, le problème du lâcher consiste alors à rompre le pont liquide lors de la dépose de l'objet afin qu'il ne reste pas collé au préhenseur.

Ces préhenseurs sont capables de fournir des forces très importantes par rapport aux dimensions des préhenseurs et des objets (typiquement  $100\text{ }\mu\text{N}$  pour des objets de dimension caractéristique de l'ordre de  $500\text{ }\mu\text{m}$ ), étant encore plus importantes pour les micropréhenseurs par glace. Or, contrairement aux systèmes de manipulation par pince, seule une direction d'accès vers l'objet est nécessaire. Dans cette section, nous présen-

tons quelques exemples des micropréhenseurs utilisant uniquement des ponts liquides. Le principe de préhension étudié dans nos travaux étant la préhension par glace, les dispositifs expérimentaux utilisant ce principe seront traités en détail dans le chapitre 2.

Wu *et al.* présentent un système de manipulation qui travaille dans un environnement humide (humidité relative de 70%) [158]. Le préhenseur est une pointe en tungstène enrobée de Cr/Au afin d'augmenter les forces d'adhésion entre le préhenseur et les objets. Lors de la préhension des micro-objets, la pointe est inclinée de manière à établir le contact entre sa surface latérale et la partie supérieure de l'objet. En même temps, le substrat mobile est déplacé légèrement de manière verticale. Grâce à ces mouvements, la surface de contact entre le préhenseur et l'objet est plus importante que celle entre l'objet et le substrat ; l'objet adhère donc au préhenseur. Or, pendant la dépose, le substrat bouge horizontalement, ce qui permet de faire rouler l'objet vers la pointe et d'incrémenter la friction entre l'objet et le substrat. Ces actions provoquent la diminution de la surface de contact entre l'objet et le préhenseur et augmente les effets d'adhésion entre l'objet et le substrat. Le taux de réussite utilisant des sphères entre 70 et 190  $\mu\text{m}$  de diamètre est de l'ordre de 70%. Cependant, la précision dans le positionnement des objets n'est pas assurée.

D'autre part, l'une des premières manipulations exploitant la force de capillarité en utilisant un apport de liquide entre l'objet et le préhenseur a été effectuée par Grutzeck et Kieseweter. Ils ont manipulé des composants en silicium de  $4 \times 4 \text{ mm}^2$  et 600  $\mu\text{m}$  d'épaisseur. Ils ont montré que l'eau exerçait une force 100 fois plus importante que la force de gravité sur ces composants sans pourtant endommager les objets [61].

Plus récemment, Biganzoli *et al.* ont étudié l'influence du rayon de courbure du préhenseur sur la force de capillarité entre une surface sphérique et un objet plat unis par un ménisque liquide [18]. La partie active du préhenseur est une membrane circulaire élastique de 800  $\mu\text{m}$  de rayon, comme le schématise la figure 1.29, capable de modifier son rayon de courbure. La force de capillarité augmente quand le rayon de courbure augmente, en atteignant sa valeur maximale quand le rayon s'approche de l'infini (plan). De ce fait, l'amplitude de la force peut être contrôlée à travers le rayon de courbure de la surface mouillée. Les objets peuvent donc être saisis quand le préhenseur a un rayon important, et déposés quand ce rayon diminue. La déformation de la membrane est maîtrisée par l'injection d'un liquide incompressible (l'eau). La stratégie de préhension est la suivante :

- une goutte de liquide (eau, huile, eau savonneuse, alcool) est déposée sur l'objet ;
- la membrane avec une configuration plate s'approche de l'objet et le saisit à l'aide de la goutte placée sur l'objet ;
- l'objet est repositionné et libéré en augmentant le rayon de courbure de la membrane.

Ce prototype a aussi montré une bonne fiabilité lors des expérimentations utilisant des objets ayant différentes formes et poids compris entre 48 et 198 mg. Cependant, en raisons des contraintes technologiques, le préhenseur n'a pas encore été miniaturisé.

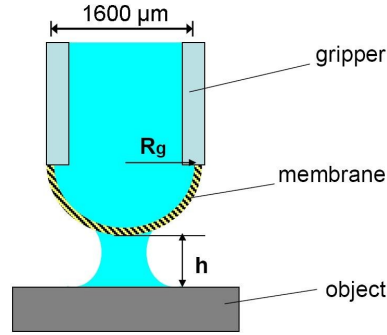


FIG. 1.29 – Schéma de la membrane déformable du préhenseur capillaire réalisé par Biganzoli *et al.* [18] (Institute of Industrial Technology and Automation, Italie).

La manipulation de très petits composants ( $100 \times 100 \times 20 \mu\text{m}^3$ ) avec un autre type de préhenseur capillaire a été effectuée par Schmid *et al.* et est illustré en figure 1.30 [137]. Il consiste en un cylindre conique tronqué de  $300 \mu\text{m}$  de diamètre et un angle de  $20^\circ$ . Le pont liquide est obtenu en trempant le préhenseur dans le liquide (huile L23). D'autres tests ont aussi été effectués avec des composants de  $1 \times 1 \text{ mm}^2$  et un préhenseur de  $500 \mu\text{m}$ . Dans les deux cas, les objets doivent être déposés sur une surface collante afin de ne pas rester collés au préhenseur lors de la tentative de dépose.

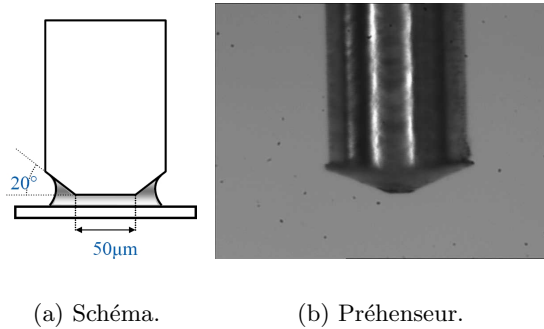


FIG. 1.30 – Préhenseur capillaire conique tronqué de  $300 \mu\text{m}$  de diamètre, proposé par Schmid *et al.* [137] (École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse).

Une étude approfondie de la manipulation des micro-objets en utilisant les effets de la tension de surface a été menée par P. Lambert. D'après cette analyse, les facteurs qui influent directement la saisie sont : les angles de contact du liquide, le volume du

liquide, la géométrie du préhenseur, la tension de surface du liquide, et la distance de séparation entre le composant et le préhenseur [93]. Ces résultats ont servi à développer une stratégie de manipulation appliquée aux billes d'une montre, dont le diamètre est de 300 et 500  $\mu\text{m}$ . Cette stratégie est schématisée en figure 1.31 : la force de préhension est fournie par la force de capillarité, tandis que la relâche est assurée par le mouvement latéral du préhenseur une fois que la bille est placée dans un orifice. Pour déposer du liquide dans le préhenseur, celui-ci est trempé dans le liquide. Cette technique offre une bonne répétabilité du volume de liquide transféré, et les forces obtenues sont largement suffisantes par rapport aux poids des billes, par exemple 150  $\mu\text{N}$  comparé au poids de l'ordre de 4  $\mu\text{N}$ .

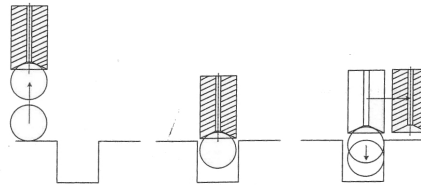


FIG. 1.31 – Stratégie de manipulation par capillarité des billes de roulement d'une montre [95] (École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse).

### Conclusion de la préhension utilisant les effets physiques du micromonde

Des nouvelles techniques de préhension exploitant les effets physiques propres du micromonde ont vu le jour lors de la dernière décennie. Elles profitent principalement des forces d'adhésion inhérentes à ces échelles ou augmentent la force de capillarité en introduisant un pont liquide entre le préhenseur et l'objet. La préhension des micro-objets reste une tâche bien maîtrisée par ces types de préhenseurs, mais la dépose continue à poser d'importants problèmes : des stratégies de relâche spécifiques doivent être adaptées. Le besoin d'une stratégie de micromanipulation qui surmonte cette problématique est nécessaire.

## 1.4 Manipulation et micro-assemblage en milieu liquide : une approche innovante du LAB

La manipulation d'objets microscopiques, surtout lorsque ces objets ont des dimensions inférieures à la centaine de micromètres, pose actuellement de nombreuses difficultés, notamment celles liées aux forces d'adhésion. Par exemple, lors d'une micromanipulation par pince, l'objet a tendance à rester collé sur l'un des doigts de la pince après son ouverture. Ceci rend ce type d'opérations délicat et très peu fiable. Quelques méthodes permettent actuellement de lâcher les micro-objets de manière fiable (inclinaison ou accélération du préhenseur, roulement de l'objet, effet d'éponge, etc.). Toutefois, ceux-ci ne permettent pas de déposer le micro-objet à une position précise après le lâcher.

Comme nous l'avons mentionné précédemment, l'immersion des objets permet de diminuer sensiblement une série d'effets perturbateurs (problèmes d'adhésion, perte des objets du plan de travail, etc.). Nous proposons alors d'effectuer les tâches de manipulation et assemblage des micro-objets artificiels dans un milieu liquide. Afin d'établir des stratégies de micromanipulation adaptées à ce nouveau milieu, deux voies exploratoires pourront être étudiées :

1. des propositions basées sur des principes physiques utilisés en micromanipulation de cellules biologiques (diélectrophorèse, pression de radiation, ...), dont la mise en œuvre devra être adaptée aux contraintes spécifiques de la micromanipulation d'objets artificiels. En effet, la micromanipulation en vue du micro-assemblage que nous étudions se différencie nettement de ces travaux par les contraintes imposées (biocompatibilité, pH, température, ...) et la nature des objets manipulés (élasticité, fragilité, ...), les contraintes environnementales sur les objets artificiels étant généralement plus faibles que sur les objets biologiques ;
2. des solutions non utilisées en micromanipulation cellulaire basée sur des principes physiques nouveaux et adaptées à la micromanipulation en milieu liquide (par exemple, le gradient de température).

La micromanipulation d'objets artificiels en milieu liquide représente un champ d'investigation scientifique propre nécessitant des études adaptées à ce nouveau paradigme.

Dans la première voie, l'utilisation de la force de diélectrophorèse a déjà été explorée pour contrôler le détachement d'un objet [75, 125]. Sous certaines conditions, cette force engendrée par un champ électrique alternatif sur un objet diélectrique, peut être une force répulsive. Cet effet répulsif est utilisé au LAB pour engendrer une force suffisante pour détacher l'objet du préhenseur lors de la relâche par micropince [54]. Le contrôle de la précision de dépose reste toutefois un problème.

Ainsi, bien que les effets perturbateurs soient réduits dans le milieu liquide, ils restent généralement supérieurs au poids du micro-objet et le contrôle de la précision du positionnement n'est pas toutefois assuré. L'étude des stratégies de relâche est donc également nécessaire.

Une solution originale, que nous développerons dans ce document, consiste à utiliser les changements de phase du milieu environnant à des fins de manipulation. En introduisant un préhenseur par glace dans l'eau, la formation d'une fine couche de glace à sa surface active peut permettre de manipuler un objet sans contact direct entre le préhenseur et l'objet. Pour le lâcher, le processus physique s'inverse afin de faire fondre la couche de glace : la glace se mélange alors parfaitement avec le milieu et la dépose s'effectue sans subir d'effets d'adhésion.

Nous avons développé le prototype d'un système de manipulation utilisant ce principe. Il sera détaillé dans le chapitre suivant.

Enfin, le micro-assemblage en milieu immergé nécessite de placer le préhenseur et les micro-objets à assembler dans le liquide. Cette fonctionnalité oblige à traverser l'interface air-liquide, lieu de tensions de surfaces et forces particulièrement importantes aux échelles microscopiques, et qui ne seront pas traitées dans ces travaux. Des études sur ce sujet ont été menées par Gauthier et Nourine [56, 115].

Quelques exemples d'applications potentielles de la micromanipulation immergée peuvent être cités, comme l'assemblage de microroulements possédant des billes dont le rayon est inférieur à  $50\text{ }\mu\text{m}$  (Société Azurea Technologies SA, Suisse) ou l'assemblage de lentilles de  $100\text{ }\mu\text{m}$  de rayon sur un substrat pour la réalisation de systèmes opto-électroniques (Institut de Microtechnique, Université de Neuchâtel, Suisse).

## 1.5 Conclusion

La manipulation et l'assemblage des micro-objets nécessitent des systèmes adaptés aux enjeux du micromonde afin de garantir des processus précis, fiables et répétables.

Les forces d'adhésion étant prépondérantes dans le micromonde, elles diminuent sensiblement dans un environnement liquide : les forces surfaciques (van der Waals, électrostatique) et les forces de contact (pull-off) diminuent, la force capillaire est annulée. D'autre part, les forces hydrodynamiques augmentent dans un milieu liquide. Ces phénomènes entraînent deux conséquences : (i) la réduction des perturbations dues aux effets d'adhésion et électrostatiques ; (ii) la limitation de la vitesse maximale des objets qui diminue la perte des objets du plan de travail.

Une grande partie des manipulateurs présentés dans ce chapitre est de type micro-pince, permettant une manipulation stable et aisée. Étant donné que leur moyen de préhension utilise les forces de friction, les forces d'adhésion empêchent la libération de l'objet. Quelques mesures sont prises en compte pour diminuer les effets des forces d'adhésion, par exemple sécher l'environnement, ajouter des revêtements chimiques, augmenter la rugosité, ou encore utiliser des substrats collants.

D'autres systèmes exploitent les effets physiques propres au micromonde, par exemple préhension par adhésion ou préhension par force capillaire. Cependant, ces techniques doivent aussi établir des stratégies de relâche spécifiques (roulement, accélération du préhenseur, etc.) qui ne permettent pas à l'heure actuelle un positionnement répétable de l'objet après le lâcher.

Au vu de cet état de l'art, nous proposons une nouvelle approche : la manipulation des micro-objets artificiels en milieu liquide. Généralement dédiée aux applications biologiques, les stratégies actuelles de micromanipulation en milieu liquide peuvent être dérivées de ce domaine, tel est le cas de la diélectrophorèse. De plus, les contraintes comme

la fragilité et les conditions particulières de l'environnement étant moins contraignantes, le développement de nouvelles stratégies spécifiques aux objets artificiels en milieu liquide garantissant une bonne répétabilité dans la libération des micro-objets est une voie originale, intéressante et prometteuse. Le chapitre suivant présente une stratégie de micromanipulation qui propose une solution pour répondre à ces défis.

## Chapitre 2

# Stratégie de micromanipulation immergée par changement de phase

*La manipulation en milieu liquide s'avère une voie prometteuse pour la manipulation de micro-objets dont la taille est inférieure à  $100\text{ }\mu\text{m}$ , permettant de diminuer les effets d'adhésion et la perte d'objets engendrée par leur sortie brusque du champ de travail. L'étude d'un nouvel environnement de manipulation ouvre la voie à des nouvelles stratégies de préhension, comme la manipulation immergée par changement de phase exposée dans ce chapitre. Ainsi, ce chapitre présente dans un premier temps les deux grands axes d'application du changement de phase liquide-solide pour la mécatronique. Ensuite, le micromanipulateur immergé par changement de phase proposé sera décrit. Une série de simulations par éléments finis permettra de valider son principe et de dégager les paramètres optimaux de travail. La validation expérimentale du principe de micromanipulation sera développé dans la dernière partie.*

### 2.1 Utilisation du changement de phase liquide-solide en mécatronique

Le micromanipulateur développé et présenté dans ce chapitre travaille de manière complètement immergé dans l'eau afin de profiter des avantages de la micromanipulation en milieu liquide. Il exploite le milieu pour générer un microvolume de glace, lequel servira de moyen de préhension des micro-objets à manipuler.

Actuellement, la solidification d'un liquide comme moyen d'actionnement ou de préhension est principalement utilisée dans deux domaines : la microfluidique via les microvalves, et la manipulation robotique dans l'air grâce aux cryo-préhenseurs. Quelques exemples de réalisations dans ces deux domaines sont donnés dans cette section.



### 2.1.1 Valves par solidification

Les microvalves sont des éléments très importants dans la microfluidique. Elles servent à réguler l'écoulement d'un flux, bloquer son passage, changer sa direction, ou encore sceller des conteneurs ou des chambres à vide. Leurs principales applications se trouvent dans les biotechnologies [44, 116] : séparation des protéines, classement des cellules ADN, distribution des médicaments, etc.

En général, les microvalves utilisent le même principe que celui des valves mécaniques dans le macromonde. La seule différence est leur méthode de fabrication basée sur les techniques de microfabrication propres aux microsystèmes. Ainsi, la plupart des microvalves sont des valves mécaniques avec une membrane mobile dont l'actionnement peut être pneumatique, hydraulique, électrique, piézoélectrique ou thermique. Un concept moins conventionnel est celui des microvalves non-mécaniques. Leur actionnement profite des propriétés des matériaux telles que leur changement de phase ou de viscosité. Les matériaux utilisés par les microvalves par changement de phase sont les hydrogels [105, 131], les paraffines [26, 106, 120], les polymères sol-gel [107] ou la glace [31, 62, 155].

Les hydrogels modifient leur volume de plusieurs ordres de grandeur en introduisant de légères altérations dans les paramètres ambiants tels que le pH, la température, ou la lumière. Les paraffines subissent également une expansion de volume de 10 à 30% lors du changement de phase solide-liquide [116]. Associées à une membrane flexible, ces variations de volume actionnent l'ouverture et la fermeture de la valve comme l'illustre la figure 2.1 : la microvalve se ferme quand le volume augmente, et s'ouvre quand le volume diminue. Les polymères sol-gel se trouvent à l'état liquide à faibles températures (par exemple  $\sim 5^\circ\text{C}$ ), tandis qu'à température ambiante, ils gélifient. Le principe de fonctionnement des valves actionnées par polymères sol-gel est similaire à celui des valves actionnées par glace : la valve reste ouverte quand l'actionneur est à l'état liquide et se ferme quand l'actionneur gèle ou gélifie (voir figure 2.2).

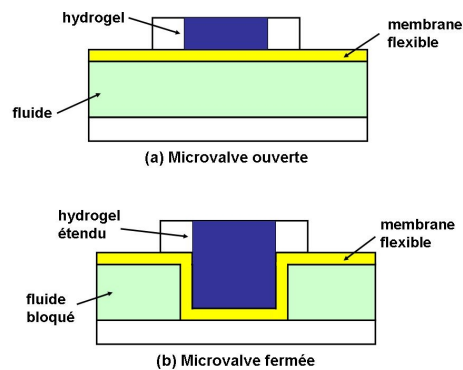


FIG. 2.1 – Principe d'opération des microvalves actionnées par hydrogel.

Ces microvalves sont relativement récentes, simples, non-invasives, sans parties mobiles, réversibles et plus économiques que les microvalves traditionnelles. Cependant, elles présentent plusieurs inconvénients. Les microvalves à hydrogel ou à paraffine intro-

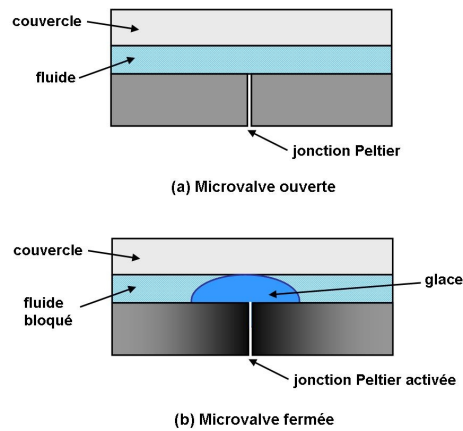


FIG. 2.2 – Principe d'opération des microvalves par glace actionnées par un dispositif thermoélectrique (TECD).

duisent des substances étrangères provoquant la contamination du fluide. Les microvalves à hydrogel peuvent même absorber les protéines et enzymes des fluides biologiques en modifiant leur composition. Les microvalves à paraffine sont les seules dont la position de repos est normalement fermée à la température ambiante. Néanmoins, le positionnement de la paraffine dans les canaux de conduite est très compliqué. Le temps de réponse et la consommation d'énergie des microvalves par solidification sont très élevés ; mais leur structure est parmi les plus simples. En outre, ces valves résistent aux hautes pressions et ne contaminent pas le fluide.

Les précurseurs dans le développement des microvalves par solidification ont été Bevan et Mutton [14] : ils gelaient un volume de fluide dans un tube en acier inoxydable et silice de plomb grâce à un jet de dioxyde de carbone liquide. Plus tard, He *et al.* [68] ont utilisé un dispositif thermoélectrique (TECD) pour geler le fluide contenu dans un capillaire en silice de plomb. Ces dispositifs, basés sur l'effet Peltier<sup>1</sup>, deviennent alors les plus utilisés par ce type de microvalves. Leur principe d'opération, illustré en figure 2.2, est très simple :

1. un courant direct appliqué au TECD refroidit le milieu et provoque le gel du fluide ;
2. le passage du flux est interrompu par la formation de glace ;
3. le courant est inversé, le TECD chauffe et fond la glace ;
4. le passage du flux est libéré.

Gui et Liu [62] ont aussi développé une minivalve par glace qui consiste principalement en un dispositif thermoélectrique (TECD) associé à un canal en acier inoxydable parcouru par le fluide. Cette minivalve est schématisée en figure 2.3. Les dimensions du

<sup>1</sup>Étant donné que les TECD utilisent l'effet Peltier comme principe de fonctionnement, ils sont aussi appelés modules à effet Peltier. L'effet Peltier sera expliqué ultérieurement dans ce chapitre.

TECD sont  $3 \times 3 \text{ cm}^2$ , tandis que le canal possède un diamètre de  $400 \text{ }\mu\text{m}$ . Le courant maximal d'opération est de  $0,8 \text{ A}$  et le temps de réponse pour que le canal soit parfaitement scellé est de  $16 \text{ s}$ . Afin de diminuer le temps de réponse de cette valve, Gui et Liu suggèrent d'optimiser les dimensions et la puissance du TECD par rapport aux dimensions du canal et aux propriétés dynamiques et physiques du flux. Ceci dans l'intention d'améliorer le transfert de chaleur entre le TECD et le fluide.

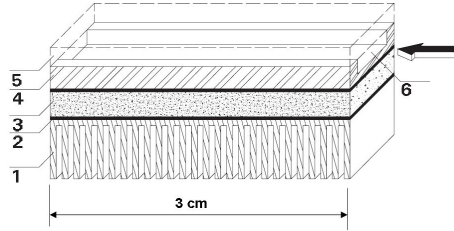
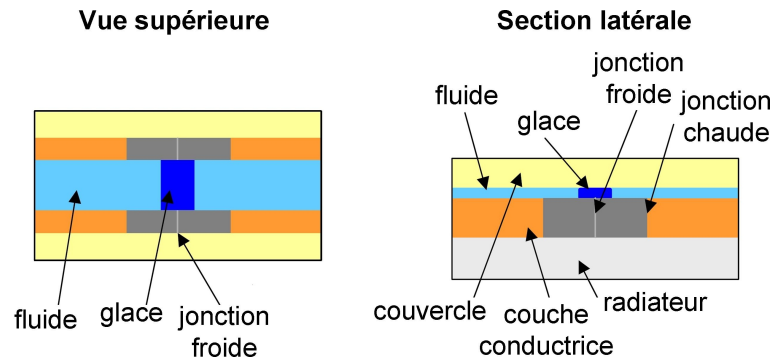


FIG. 2.3 – Schéma de la minivalve développée par Gui et Liu [62] (Cryogenics Laboratory, Chine) : (1) radiateur, (2) conducteur thermique et isolant, (3) TECD, (4) canal, (5) plaque chauffante (optionnelle), (6) fluide.

L'étude réalisée par Welle et Hardy [155] sur les paramètres intervenant dans la vitesse d'actionnement des microvalves par glace, les a menés à la conception et fabrication des TECD linéaires (jonctions Peltier). Placées l'une en face de l'autre et directement aux bords du canal, les deux jonctions Peltier assurent un actionnement rapide du fluide. La distance et, par conséquent, le temps de transfert de chaleur entre le fluide et le TECD sont ainsi réduits. Les dimensions de chacune des jonctions sont :  $600 \text{ }\mu\text{m}$  de longueur et  $1 \text{ mm}$  de largeur ; tandis que celles du canal sont :  $500 \text{ }\mu\text{m}$  en longueur,  $50 \text{ }\mu\text{m}$  en largeur et  $300 \text{ }\mu\text{m}$  de hauteur. Le schéma et une photo de cette microvalve sont présentés en figure 2.4. Le principal atout de cette microvalve est donc son temps de réponse, inférieur à  $100 \text{ ms}$ , en utilisant une densité de courant de  $8 \text{ A/mm}^2$ .

Un exemple d'application des microvalves par solidification dans le domaine biomédical est présenté par Chen *et al.* [31] : un système de microvalves par solidification contrôle et distribue des échantillons de fluides buccaux (par exemple, la salive) dans une cassette jetable en polycarbonate. Chaque microvalve est actionnée par un TECD de  $10,3 \times 6,2 \text{ mm}^2$  et comprend un conduit de section rectangulaire de  $250 \times 180 \text{ }\mu\text{m}^2$ . Le temps de réponse de ces valves est compris entre  $7$  et  $13 \text{ ms}$ , selon la puissance appliquée (de  $2$  à  $7 \text{ W}$ ). La figure 2.5(a) présente le schéma de la microvalve par solidification utilisée dans la cassette de distribution de la figure 2.5(b).

Les exemples décrits ci-dessus montrent l'une des utilisations des changements de phase pour l'actionnement : les microvalves par solidification. Leur simplicité et biocompatibilité font d'elles des éléments propices aux applications biomédicales amplement répandues dans la microfluidique. Une deuxième application du changement de phase liquide-solide en mécatronique est la cryo-préhension. Divers dispositifs sont présentés dans la section suivante.



(a) Schéma du principe.

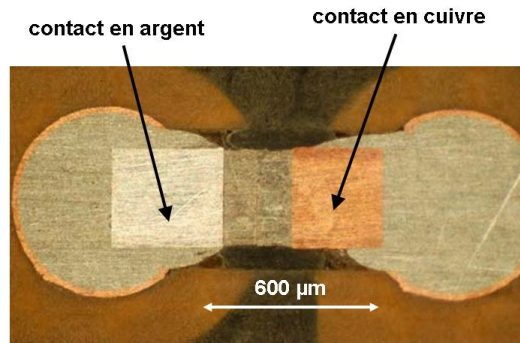
(b) Photo d'un prototype de 600  $\mu\text{m}$ .

FIG. 2.4 – Microvalve actionnée par une jonction Peltier linéaire [155] (The Aerospace Corporation, USA).

### 2.1.2 Préhenseurs par glace

Les propriétés de la glace ont permis la fabrication d'une nouvelle catégorie de manipulateurs : les cryo-préhenseurs ou préhenseurs par glace. Les préhenseurs par glace, fournissent des forces de préhension importantes et sont très flexibles par rapport à la forme et au matériau de l'objet. Cette flexibilité leur permet donc d'avoir des domaines d'application très larges à des échelles très différentes, tels que l'assemblage de micro-objets optiques, mécaniques, électriques ou biologiques, ou la préhension des tissus. Quelques exemples des cryo-préhenseurs seront décrits ci-dessous.

En réponse aux besoins de l'industrie textile, l'Institute for Machine Tools and Factory Management, en Allemagne, a développé un préhenseur par glace nommé CRYOP.C1 [138, 142]. Le système de préhension, schématisé en figure 2.6(a), comprend principalement un module à effet Peltier associé à un effecteur qui est à même de geler

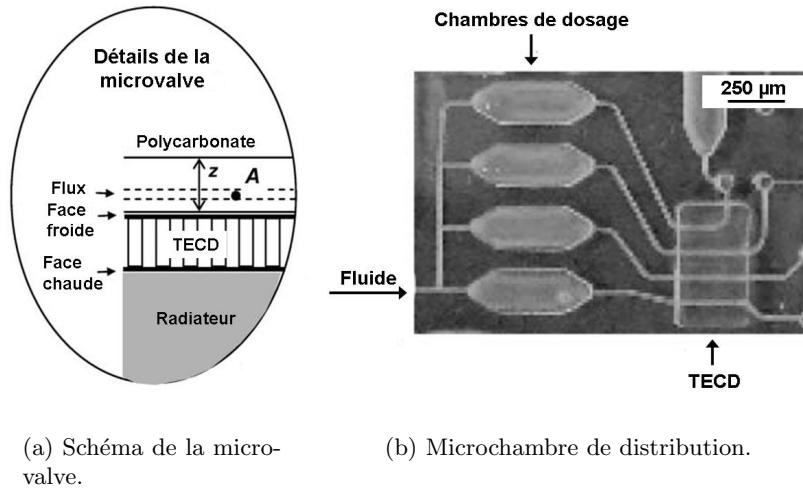


FIG. 2.5 – Application d’une microvalve par glace dans une microchambre de distribution [31] (University of Pennsylvania, USA).

des minigouttes d’eau préalablement aspergées sur le tissu. Une légère couche d’eau est donc d’abord arrosée sur le tissu à manipuler. Ensuite, le préhenseur est approché jusqu’au contact de la surface mouillée. L’effecteur du préhenseur, suffisamment froid, gèle une des minigouttes. Le tissu est alors pris dans la goutte de glace et peut être manipulé. Finalement, pour accélérer la dépose, le module à effet Peltier est arrêté et un jet d’air comprimé est envoyé du préhenseur vers le tissu, ce qui fond la glace et libère le tissu. La figure 2.6(b) présente différents modèles du CRYOP.C1, dont l’un d’entre eux saisit un tissu. La pression maximale du préhenseur est de  $8 \text{ N/cm}^2$  et son temps de réponse est de 1 s.

Le Centre Suisse d’Électronique et Microtechnique (CSEM) a développé deux autres systèmes de préhension par glace capables de manipuler des éléments dont la taille est comprise entre 0,1 et 5 mm [46] : le MicroGRIP<sup>TM</sup> et une version portable, le Cryo-Tweezer, illustrés en figure 2.7. Le MicroGRIP est composé de deux tubes de cuivre de 2 mm refroidis par deux modules à effet Peltier. Avant la préhension d’un micro-objet, un système externe arrose de gouttelettes d’eau de 0,1 à 0,3  $\mu\text{l}$ . Dans le cas où l’air est trop sec, un humidificateur est aussi introduit. Le préhenseur s’approche ensuite du micro-objet sans le toucher. Les deux modules à effet Peltier sont alors activés afin de geler le liquide et prendre l’objet. Étant donné que le MicroGRIP travaille sans contact, le procès de préhension devient particulièrement propice pour les micro-objets fragiles. En outre, la préhension peut être réalisée par la partie supérieure du micro-objet, n’ayant pas besoin d’approches latérales contrairement aux préhenseurs de type micropince. La dépose de l’objet est obtenue en inversant le courant dans l’effet Peltier, ce qui réchauffe l’embout, engendrant la fonte de la glace. L’objet est placé sur une surface légèrement adhésive. Sans celle-ci la force de capillarité empêcherait la dépose des objets très légers.

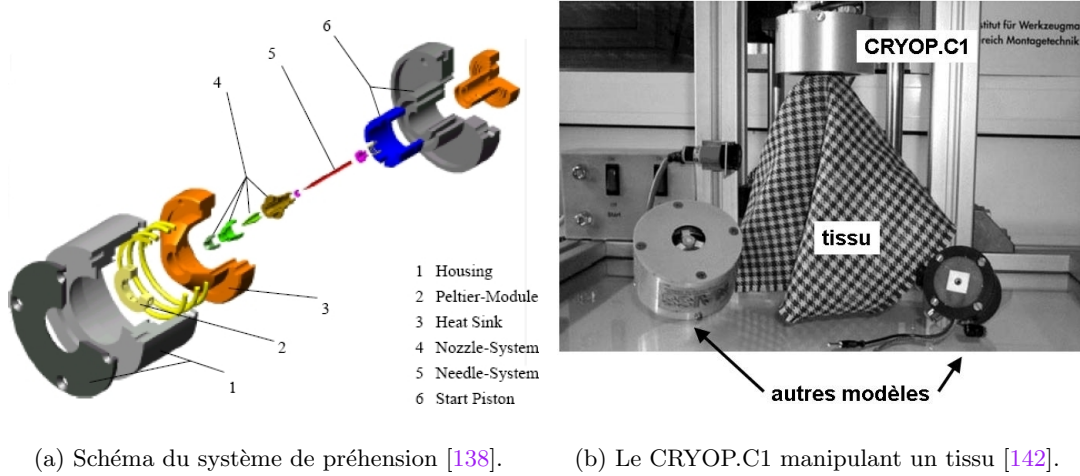


FIG. 2.6 – Préhenseur par glace CRYOP.C1 (Institute for Machine Tools and Factory Management, Allemagne).

Le contrôle de la température est effectué par un système de commande en boucle fermée. Le cycle de travail (prise-dépose) de ce système est inférieur à 2 s, ce qui le rend accessible aux petites et moyennes productions.

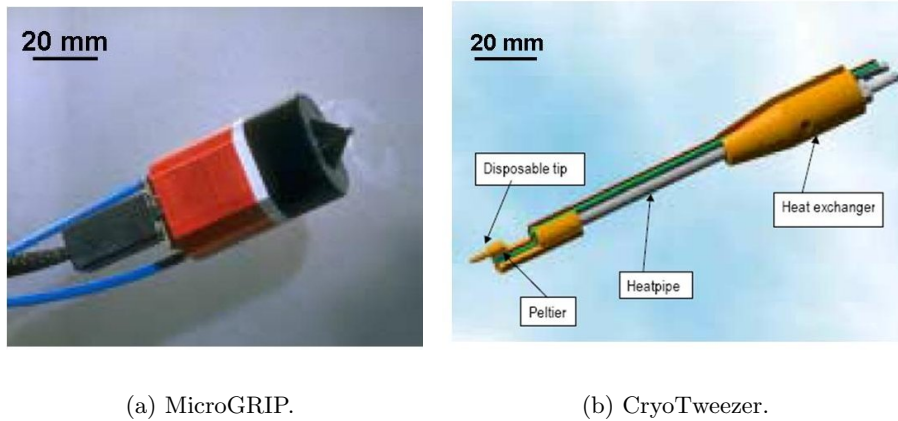


FIG. 2.7 – Préhenseurs par glace développés par le CSEM, Suisse [46].

Un dispositif utilisant un système de préhension basé sur l'effet Joule-Thompson (J-T) a été développé par le Cryogenics Laboratory, en Chine [104]. Il apparaît en figure 2.8. L'effet J-T décrit la baisse de température que subit un gaz lors de sa détente. Le système de préhension utilise le gaz argon qui est comprimé à très haute pression.

Celui-ci se détend à travers un petit orifice, engendrant le refroidissement qui permet la formation d'une couche de glace de  $5\ \mu\text{l}$  pour saisir des mini/micro objets (à partir de  $200\ \mu\text{m}$ ). Le préhenseur consiste en deux tubes concentriques fabriqués en acier inoxydable dont l'embout terminal est une pointe en cuivre de  $200\ \mu\text{m}$ . Un tube à l'intérieur du préhenseur sert à transporter le gaz à haute pression. Un nouvel embout terminal de  $20\ \mu\text{m}$  visant la manipulation des objets plus petits a été également testé. L'utilisation de ce préhenseur est restreinte à un environnement avec une faible humidité et basse température, afin d'empêcher la formation du givre autour de la partie active.

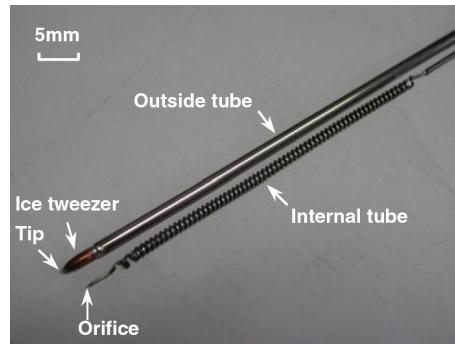
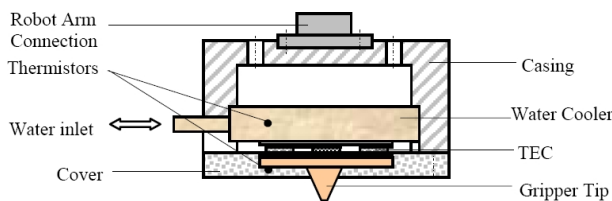
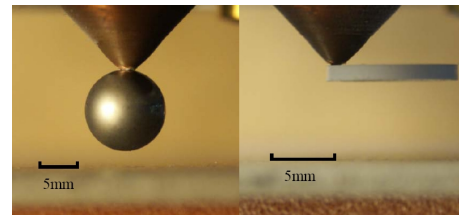


FIG. 2.8 – Préhenseur basé sur l'effet Joule-Thomson [104] (Cryogenics Laboratory, Chine).

Plus récemment, dans le Laboratory for Precision Manufacturing and Assembly, aux Pays-Bas, un autre préhenseur par glace a été mis au point [96,97]. Il utilise un TECD pour générer une zone de contact de  $1\text{ à }2\text{ mm}^2$ . La conception du système inclut l'approvisionnement de l'eau. Les forces de préhension maximales de  $4,5\text{ N}$  permettent la prise d'objets de taille supérieure à  $5\text{ mm}$ . La figure 2.9 présente le schéma du dispositif et deux exemples de son utilisation.



(a) Schéma du dispositif.



(b) Deux exemples d'utilisation.

FIG. 2.9 – Préhenseur par glace du Laboratory for Precision Manufacturing and Assembly, aux Pays-Bas [96].



À travers les exemples cités ici, les préhenseurs par glace ont démontré leur adaptabilité à des applications et des échelles très différentes. En contrepartie, l'eau dont ils ont besoin pour générer la glace est fournie généralement par un dispositif extérieur. En outre, des conditions ambiantes particulières doivent aussi être mises en place, comme une basse température ou une faible humidité [104]. Étant donné que l'eau ne s'évapore pas complètement, la force de capillarité empêche la dépose des objets, surtout des plus petits. La force de capillarité est alors si importante que des stratégies de dépose accompagnent les cryo-préhenseurs. Quelques systèmes de préhension évoqués dans le premier chapitre profitent même de cette force pour attraper et manipuler des micro-objets. Les stratégies de dépose appliquées dans ces cas, sont en général, l'utilisation des surfaces adhésives ou le roulement des objets ou du substrat [88, 153, 158]. La principale limite pour la miniaturisation des préhenseurs par glace dans l'air est donc la force de capillarité lors du lâcher de l'objet.

Le préhenseur par changement de phase que nous proposons profite des avantages des cryo-préhenseurs dans l'air, mais ne subit pas leurs inconvénients car il est complètement immergé dans l'eau : il exploite son milieu pour créer le microvolume de glace qui servira à prendre l'objet et, lors de la dépose, la glace fond et se mélange au milieu, annulant ainsi la force de capillarité. Le système de micromanipulation immergée par changement de phase peut donc être miniaturisé dans l'intention de manipuler des objets dont les dimensions caractéristiques sont inférieures à 100  $\mu\text{m}$ . Son principe et ses caractéristiques sont détaillés dans la section suivante.

## 2.2 Le micromanipulateur immergé par changement de phase

La stratégie de préhension que nous proposons consiste à générer dans l'eau une petite quantité de glace (appelée désormais « microvolume de glace ») entre l'effecteur et l'objet. Le principe de refroidissement retenu est l'effet Peltier, qui permet de refroidir et chauffer de manière active avec le même principe physique. La stratégie de préhension, le principe thermique et les caractéristiques physiques et techniques du dispositif expérimental sont présentés dans la suite du chapitre.

### 2.2.1 Stratégie de préhension

Le principe de micromanipulation immergée par glace est illustré sur la figure 2.10 :

1. l'effecteur s'approche du micro-objet sans le toucher ;
2. une fois qu'il est suffisamment proche, un microvolume de glace est généré pour saisir le micro-objet ;
3. le micro-objet est alors déplacé et positionné à son nouvel emplacement ;
4. la glace est fondue, libérant le micro-objet ; cette opération s'effectue sans l'influence de la force de capillarité car la glace se mélange avec l'eau environnante.



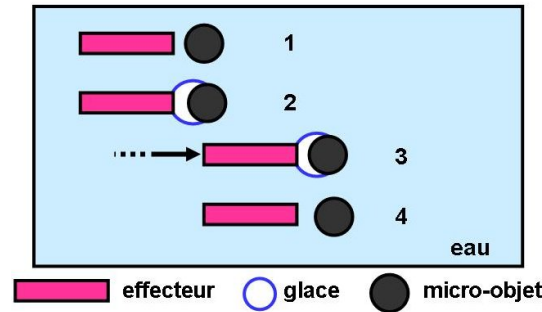


FIG. 2.10 – Stratégie de préhension : (1) l'effecteur s'approche, (2) un microvolume de glace est généré attrapant le micro-objet, (3) le micro-objet est manipulé, (4) la glace est fondue et l'objet libéré.

L'exploitation du milieu liquide dans l'intérêt du système de micropréhension immergée par changement de phase peut ainsi être appréciée : d'une part pour générer le microvolume de glace et d'autre part pour éviter la force de capillarité pendant la dépose du micro-objet. L'annulation de cette dernière ajoutée à la réduction, inhérente à la micromanipulation en milieu liquide, des effets d'adhésion et de la perte d'objets du plan de travail, font apparaître cette stratégie comme une approche prometteuse pour la manipulation d'objets de dimension caractéristique inférieure à  $100\ \mu\text{m}$ .

### 2.2.2 Principe thermique

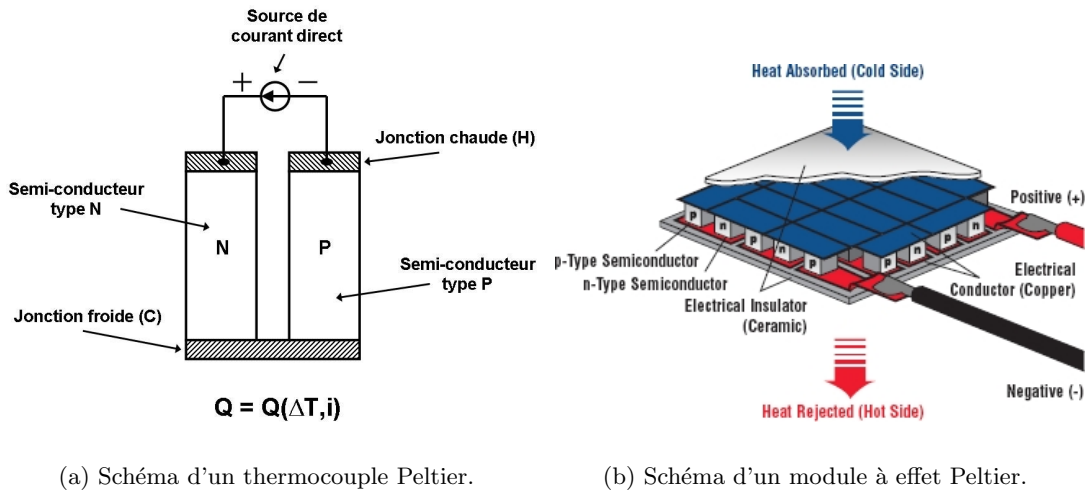
L'énergie thermique nécessaire pour refroidir et chauffer la partie active du micro-manipulateur immergé par changement de phase est fournie par deux modules à effet Peltier. Nous avons choisi d'utiliser l'effet Peltier par rapport à l'effet Joule-Thomson car celui-ci n'est pas réversible et sa commande est plus compliquée. Une explication du principe des modules à effet Peltier, ainsi que leur application dans le système proposé, sont présentées ci-dessous.

En 1834, le physicien français Jean-Charles Peltier a observé que, lors du passage d'un courant électrique, la jonction entre deux conducteurs de matériaux différents se comportait soit comme une source chaude, soit comme une source froide. La nature (froide, chaude) et l'énergie thermique de cette source dépendaient respectivement de la direction et l'intensité du courant. Cet effet est désormais appelé « effet Peltier ». Depuis, il est devenu un moyen couramment utilisé pour transformer de manière directe l'énergie électrique en énergie thermique.

La structure de base d'un module à effet Peltier est le thermocouple Peltier, schématisé en figure 2.11(a). Il consiste en deux semi-conducteurs, généralement de tellure de bismuth, traités par dopage de manière à obtenir un semi-conducteur positif (P) et un semi-conducteur négatif (N), et connectés entre eux par un conducteur. Quand un courant électrique  $i$  parcourt le thermocouple, les jonctions subissent l'effet Peltier pro-

voquant une différence de température  $\Delta T$  entre elles. Ainsi, la chaleur  $Q$  est absorbée par la jonction froide (C) et libérée par la jonction chaude (H).

Un module à effet Peltier est constitué de plusieurs thermocouples Peltier connectés électriquement en série et thermiquement en parallèle. La figure 2.11(b) présente un module à effet Peltier typique. Son principe de fonctionnement est similaire à celui des thermocouples Peltier : il produit un flux de chaleur dont l'intensité est proportionnelle à l'intensité du courant, et la direction dépend de la direction du courant. La différence de température provoquée par ce flux impose deux faces : une face chaude (H) et une face froide (C). La face chaude nécessite un radiateur afin de dissiper la chaleur libérée par celle-ci.



(a) Schéma d'un thermocouple Peltier.

(b) Schéma d'un module à effet Peltier.

FIG. 2.11 – Dispositifs thermoélectriques à effet Peltier.

Le contrôle de la température sur notre préhenseur sera effectué en utilisant ce principe physique. La modélisation des modules à effet Peltier sera présentée dans la section 2.4. Dans la suite du chapitre, nous décrivons l'architecture du système proposé, ainsi que les caractéristiques physiques et techniques du prototype réalisé.

## 2.3 Architecture du préhenseur

Le système de micromanipulation immergée par changement de phase, représenté en figure 2.12, est composé de deux modules à effet Peltier en cascade et d'un système de refroidissement par convection forcée.

Le premier module à effet Peltier, nommé MicroPelt<sup>TM</sup> ( $\mu P$ ), fournit l'énergie thermique nécessaire pour refroidir localement l'effecteur et créer le microvolume de glace.

Conformément au fonctionnement des modules à effet Peltier indiqué dans les paragraphes ci-dessus, la chaleur absorbée par la face froide est rejetée par la face chaude. En

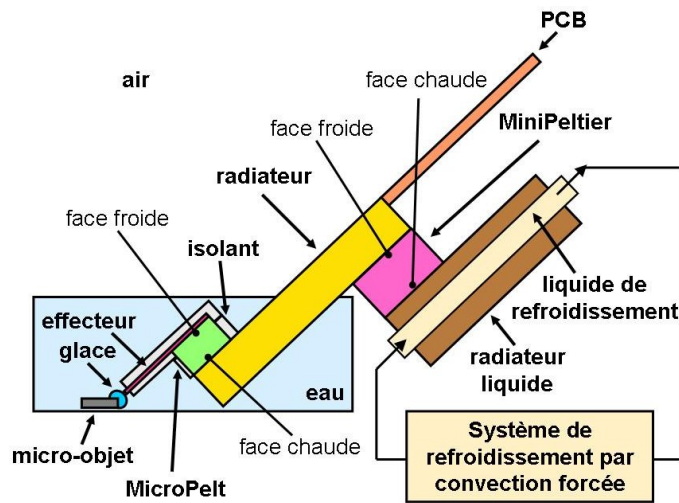


FIG. 2.12 – Principe du micromanipulateur immergé par changement de phase.

l'absence de système de refroidissement de la face chaude du MicroPelt, sa température augmente considérablement. Le flux de chaleur généré est transmis par conduction au radiateur et par convection à l'eau. Ceci est ajouté au fait que la distance entre la face froide et la face chaude du MicroPelt est très petite ( $< 500 \mu\text{m}$ ) et provoque le réchauffement total de tout le système (le liquide, l'effecteur, le micromodule à effet Peltier et son radiateur). Ce phénomène est illustré en figure 2.13 : lorsqu'un courant égale à 1,2 A est appliqué, la température de l'eau sur la face chaude du MicroPelt monte jusqu'à  $21^\circ\text{C}$  (294 K), tandis que la face froide est à  $2^\circ\text{C}$  (275 K). Cette différence de température induit un flux de chaleur autour du MicroPelt qui contribue au réchauffement de l'ensemble du système et empêche la formation du microvolume de glace.

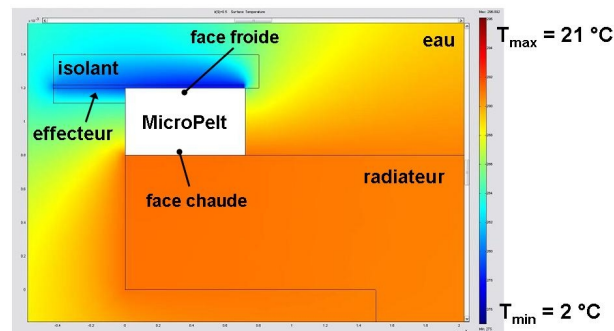


FIG. 2.13 – Distribution de température lors du refroidissement de l'effecteur quand seul le MicroPelt est activé. La simulation par éléments finis a été faite avec le logiciel COMSOL Multiphysics<sup>TM</sup> 3.2.

En outre, sachant que la différence maximale de température fournie par le MicroPelt est de  $22,8^\circ\text{C}$  (voir tableau 2.1, page 68), la diminution de la température sur sa face

chaude s'avère nécessaire pour arriver à générer la glace à partir de la température ambiante.

Afin de réduire activement la température du radiateur du MicroPelt, celui-ci est associé à un deuxième module à effet Peltier que nous appelons MiniPeltier (mP). Le MiniPeltier est chargé de maintenir le radiateur à une température suffisamment froide pour permettre la création du microvolume de glace dans l'eau, mais sans toutefois geler le radiateur. Ainsi, le MiniPeltier refroidit le radiateur du MicroPelt tandis que le MicroPelt refroidit le préhenseur afin de générer la glace.

Un moyen de maîtriser les performances du MiniPeltier, et de contrôler plus facilement la température sur sa face froide, consiste à conserver constante la température sur sa face chaude. Celle-ci est donc maintenue à la température ambiante par convection forcée à l'aide d'un système de refroidissement par convection forcée.

L'effecteur et le MicroPelt sont complètement immergés et isolés électriquement ; tandis que le MiniPeltier et le système de refroidissement par convection forcée restent dans l'air afin de dissiper la chaleur en dehors de l'eau.

### 2.3.1 Caractéristiques physiques et techniques du prototype

Le premier prototype du micromanipulateur immergé par changement de phase, sans l'effecteur, est présenté en figure 2.14. Les caractéristiques de chacun de ses composants ainsi que les moyens d'assemblage entre eux sont décrits dans cette partie.

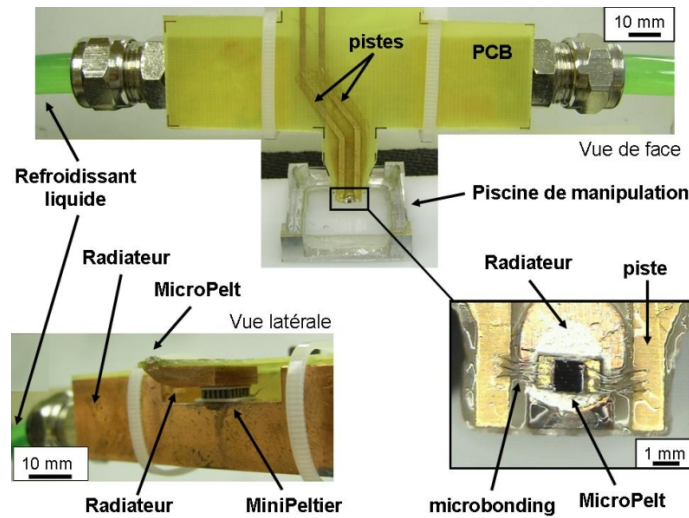


FIG. 2.14 – Prototype expérimental du micromanipulateur immergé par changement de phase.

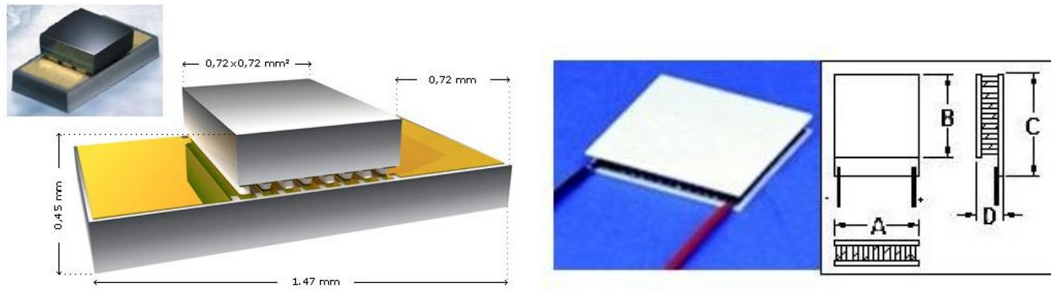
Le micromodule à effet Peltier, MicroPelt™, a été gracieusement fourni par Infineon Technologies AG. Sa face froide a comme dimensions  $720 \times 720 \mu\text{m}^2$  et sa face chaude  $720 \times 1470 \mu\text{m}^2$  (voir figure 2.15(a)). Ce dispositif est le plus petit commercialisé

industriellement. Ses dimensions répondent à notre besoin de refroidissement local de l'eau.

La face chaude du MicroPelt est collée à un miniradiateur en cuivre (le radiateur du MicroPelt) avec de la colle à argent, qui parmi ses propriétés inclut une excellente conductivité thermique. La conception du radiateur est adaptée autant aux dimensions submillimétriques du MicroPelt, qu'aux dimensions millimétriques du MiniPeltier.

Le minimodule à effet Peltier, ou MiniPeltier, est du type FC0.6-18-05, de la société Melcor Corporation. Les paramètres (A ; B ; C ; D) de la figure 2.15(b) prennent les valeurs suivantes (6,2 ; 6,2 ; 8,3 ; 2,4) mm. Ce dispositif est le plus petit de son genre permettant de diminuer la température du radiateur du MicroPelt jusqu'à la valeur désirée à partir de la température ambiante.

Le MiniPeltier est fixé du côté de sa face froide au radiateur du MicroPelt, et du côté de sa face chaude au radiateur en cuivre du système de refroidissement par convection forcée. Dans les deux cas nous utilisons de la colle liquide et de la pâte thermique afin d'améliorer le transfert thermique.



(a) MicroPelt™ (Infineon Technologies AG).

(b) MiniPeltier (Melcor Corporation).

FIG. 2.15 – Modules à effet Peltier utilisés dans le micromanipulateur immergé par changement de phase.

Une carte électronique imprimée (PCB) permet d'établir les connexions électriques des deux modules à effet Peltier. Étant donné les petites dimensions des pistes de contact du MicroPelt ( $600 \times 300 \mu\text{m}^2$ ), les connexions électriques entre celui-ci et la carte électronique ont été établies en utilisant la technologie de microbonding<sup>2</sup>.

Tous les composants électriques et thermoélectriques à immerger tels que le MicroPelt, les microbondings et les pistes, ont été recouverts d'isolant pour éviter l'électrolyse.

Le système de refroidissement par convection forcée, à l'exception du radiateur, est un BigWater SE, de la société Thermaltake. Il consiste principalement en un ventilateur

<sup>2</sup>La technologie de microbonding utilisée permet d'établir une connexion électrique entre deux plots de connexion de petites dimensions à l'aide d'un fil métallique.

de 120 mm et une vitesse de rotation de 1300 à 2400 tr/min, et une pompe fonctionnant sur 12 V. Un radiateur spécifique sur lequel est fixé la face chaude du MiniPeltier a été conçu. Il est muni d'un canal qui permet la circulation du liquide de refroidissement, d'où son appellation de « radiateur liquide ». Ce radiateur a été volontairement surdimensionné afin d'assurer le maintien de la température sur la face chaude du MiniPeltier à la température ambiante. L'ensemble des éléments est relié à travers des tubes de 6,4 mm de diamètre.

En figure 2.14 apparaît aussi la piscine de manipulation fabriquée en verre avec une structure en aluminium. Ses dimensions sont  $25 \times 25 \times 5 \text{ mm}^3$ .

La validation du principe de fonctionnement du micromanipulateur immergé par changement de phase est présentée dans la section suivante.

## 2.4 Modélisation et simulation par éléments finis

La modélisation et la simulation du système de micromanipulation immergée par changement de phase décrites dans cette section ont pour objectif de valider le principe thermique proposé. Elles se sont déroulées en trois étapes. D'abord, les deux modules à effet Peltier ont été caractérisés. Ensuite, des simulations statiques ont été effectuées afin d'obtenir les courants optimaux de ces modules. Finalement, le comportement dynamique du système a été examiné.

Compte tenu du fait que les deux modules à effet Peltier sont commandés en courant, la température de la partie active de l'effecteur ( $T_5$ ) et la croissance (hauteur) du microvolume de glace ( $H_{\text{glace}}$ ) dépendent des courants électriques des ces deux modules : le courant électrique du MicroPelt ( $i_{\mu P}$ ) et le courant électrique du MiniPeltier ( $i_{mP}$ ). La figure 2.16(a) présente donc le principe utilisé lors des simulations 3D du système de micromanipulation immergée par changement de phase. Ces simulations ont été réalisées avec le logiciel par éléments finis (EF) COMSOL Multiphysics<sup>TM</sup> 3.2. La figure 2.16(b) schématise la structure du micromanipulateur immergé par changement de phase qui servira à établir les indices des grandeurs intervenantes dans le système. Ainsi, ( $\mu P$ ) dénote l'appartenance au MicroPelt, ( $mP$ ) l'appartenance au MiniPeltier, (1) la jonction entre le radiateur du système de refroidissement par convection forcée et la face chaude du MiniPeltier, (2) la jonction entre la face froide du MiniPeltier et le radiateur du MicroPelt, (3) la jonction entre la face chaude du MicroPelt et son radiateur, (4) la jonction entre la face froide du MicroPelt et l'effecteur, et (5) la face active de l'effecteur où se forme le microvolume de glace.

Le modèle EF en 3D utilisé est présenté en figure 2.17. Les éléments passifs (effecteur,

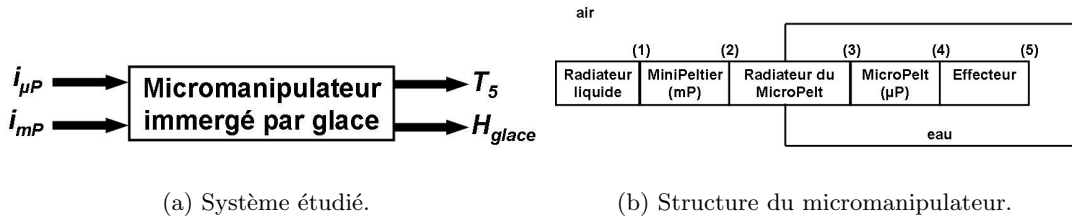


FIG. 2.16 – Schématisation du système de micromanipulation immergée par changement de phase.

radiateurs, PCB et eau) ont été directement modélisés à l'aide de leurs paramètres physiques ainsi que leurs conditions initiales et aux limites. Les facteurs intervenant ainsi dans le comportement des éléments passifs sont :

1. la densité,
2. la conduction thermique,
3. la chaleur spécifique,
4. le coefficient de conduction,
5. la température initiale,
6. la température ambiante.

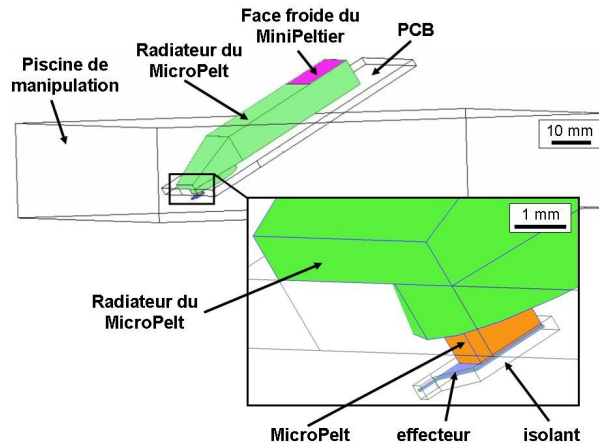


FIG. 2.17 – Modèle EF en 3D du préhenseur immergé par changement de phase.

Les éléments actifs (modules à effet Peltier) ont été modélisés à l'aide de leurs flux de chaleur. La section suivante décrit cette modélisation.

#### 2.4.1 Modélisation des modules à effets Peltier

Les performances thermoélectriques de chaque module à effet Peltier dépendent des paramètres physiques liés à sa géométrie et aux caractéristiques de ses matériaux consti-

tutifs. Ils influencent directement les flux de chaleur du module. Leur connaissance est alors indispensable pour la modélisation de celui-ci. Ces paramètres sont :

- le coefficient Seebeck  $\alpha$ ,
- la résistance électrique interne  $R$ ,
- et la conductance thermique  $k_P$ .

Si  $i$  est le courant électrique appliqué au module,  $T_c$  la température sur sa face froide, et  $T_h$  la température sur sa face chaude, l'expression de la chaleur absorbée par la face froide  $Q_c$ , et celle de la chaleur dégagée par la face chaude  $Q_h$  s'écrivent respectivement :

$$Q_c = -\alpha T_c i + \frac{Ri^2}{2} + k_P(T_h - T_c) \quad (2.1)$$

$$Q_h = \alpha T_h i + \frac{Ri^2}{2} - k_P(T_h - T_c) \quad (2.2)$$

Ces équations décrivent le fait que les flux de chaleur d'un module à effet Peltier comportent :

- l'effet Peltier,  $\alpha T_{c,h} i$  ;
- l'effet Joule,  $Ri^2/2$  ;
- la conduction de chaleur à travers le module,  $k_P(T_h - T_c)$ .

La modélisation EF des modules à effet Peltier est alors effectuée à l'aide des flux de chaleur  $Q_c$  et  $Q_h$ , qui dépendent des températures sur la face froide,  $T_c$ , et la face chaude,  $T_h$ , et du courant  $i$  de chaque module, comme l'illustre la figure 2.18. L'inertie thermique interne des modules est négligée.

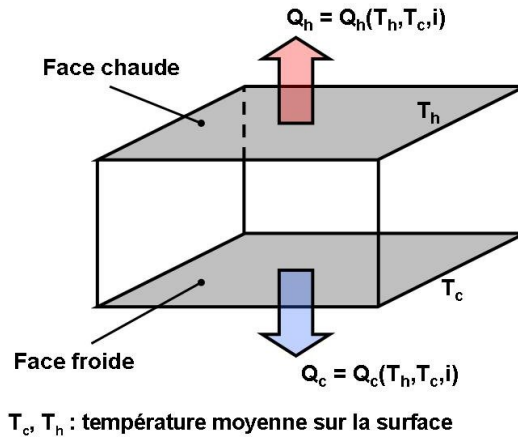


FIG. 2.18 – Modèle EF d'un module à effet Peltier. Les flux de chaleur dépendent des températures sur ses faces chaude et froide et du courant.



La tension mesurée  $V^{mes}$  aux bornes du module est :

$$V^{mes} = V^{Seeb} - Ri \quad (2.3)$$

où  $V^{Seeb} = \alpha(T_h - T_c)$  est appelée tension Seebeck.

À partir de ces trois équations (2.1), (2.2) et (2.3) nous calculons d'abord les paramètres physiques du MicroPelt, puis ceux du MiniPeltier. Ceci permettra d'obtenir les modèles des deux modules à effet Peltier qui seront introduits dans la simulation EF du micromanipulateur immergé par changement de phase.

### Modélisation du MicroPelt

Afin de modéliser le MicroPelt<sup>TM</sup>, nous calculons sa résistance électrique  $R_{\mu P}$ , son coefficient Seebeck  $\alpha_{\mu P}$ , et sa conductance thermique  $k_{\mu P}$  à l'aide des équations de fonctionnement (2.1) à (2.3) appliquées au micromodule, et du tableau 2.1 fourni par le constructeur (Infineon Technologies AG). Les valeurs présentées dans ce tableau ont été obtenues quand la température sur la face chaude  $T_3$  du MicroPelt est de 25°C (298 K);  $i_{\mu P}^{max}$  étant le courant maximal appliqué;  $V_{\mu P}^{max}$  la tension maximale mesurée;  $Q_4^{max}$  la chaleur maximale traversant sa face froide; et  $\Delta T_{\mu P}^{max}$  la différence de température maximale entre la face chaude et la face froide.

TAB. 2.1 – Information thermoélectrique du MicroPelt<sup>TM</sup>.

$T_3$ (K)	$i_{\mu P}^{max}$ (A)	$V_{\mu P}^{max}$ (V) pour $Q_4 = Q_4^{max}$	$Q_4^{max}$ (W) pour $\Delta T_{\mu P} = 0$	$\Delta T_{\mu P}^{max}$ (K) pour $Q_4 = 0$
298	1,46	0,30	0,218	22,8

Quand la chaleur traversant la face froide du MicroPelt est maximale ( $Q_4^{max}$ ), la différence de température entre ses faces devient nulle ( $\Delta T_{\mu P} = 0$ ), soit  $T_3 = T_4$ . La résistance électrique  $R_{\mu P}$  peut alors être facilement dégagée de (2.3). En appliquant les valeurs maximales de la tension et du courant, elle s'écrit :

$$R_{\mu P} = \frac{V_{\mu P}^{max}}{i_{\mu P}^{max}} \quad (2.4)$$

Le courant  $i$  est maximal lorsque la dérivée de l'équation de la chaleur (2.1) par rapport au courant est nulle, soit :

$$i^{max} \quad \text{pour} \quad \frac{\partial Q_c}{\partial i} = 0 \quad \text{avec} \quad \frac{\partial Q_c}{\partial i} = -\alpha T_c + Ri \quad (2.5)$$

Toujours en considérant  $\Delta T_{\mu P} = 0$ , le coefficient Seebeck peut se calculer à partir de (2.5) :

$$\alpha_{\mu P} = \frac{R_{\mu P} \cdot i_{\mu P}^{max}}{T_4} \quad (2.6)$$

La conductance thermique  $k_{\mu P}$  peut être dégagée de (2.1). Si la chaleur traversant la face froide est nulle ( $Q_4 = 0$ ), la différence de température entre les deux faces est maximale. Alors :

$$k_{\mu P} = \frac{\alpha_{\mu P} \cdot T_4 \cdot i_{\mu P}^{max} - R_{\mu P} \cdot (i_{\mu P}^{max})^2 / 2}{\Delta T_{\mu P}^{max}} \quad (2.7)$$

Le calcul des valeurs numériques des équations (2.4) à (2.7) est effectué en utilisant les valeurs du tableau 2.1. Les résultats obtenus sont donnés au tableau 2.2, page 71.

Les expressions des flux  $Q_3$  et  $Q_4$ , traversant respectivement la face chaude et la face froide du MicroPelt peuvent alors être introduites dans la simulation EF du système complet. Ces expressions sont respectivement basées sur (2.1) et (2.2).

### Modélisation du MiniPeltier

Contrairement au MicroPelt, extrêmement fragile et dont les dimensions sont submillimétriques, l'obtention des paramètres physiques du MiniPeltier qui serviront à établir son modèle a été réalisée de manière expérimentale par nos soins. Le MiniPeltier est alors fixé au système de refroidissement par convection forcée de manière indépendante du reste du système de micromanipulation immergée par changement de phase.

Deux thermocouples disposés l'un sur la face froide du MiniPeltier et l'autre sur sa face chaude ont permis de mesurer respectivement la température  $T_2$  et la température  $T_1$ . En même temps, un thermomètre digital a mesuré la température ambiante  $T_a$ .

Pendant ce test, nous avons également mesuré la tension Seebeck  $V_{mP}^{Seeb}$  en suivant la procédure en deux séquences décrite par Abadie *et al.* [1]. Dans la première séquence, nous appliquons un courant électrique au MiniPeltier, ce qui provoque une différence de température entre ses faces. Dans la deuxième séquence, le circuit est ouvert afin d'annuler le courant, de sorte que la tension mesurée aux bornes soit la tension de Seebeck d'après (2.3). Ainsi, à chaque variation du courant  $i_{mP}$  entre 0 et 1,1 A, une fois le régime statique atteint, nous relevons les températures  $T_1$ ,  $T_2$  et  $T_a$ , et la tension aux bornes  $V_{mP}^{mes}$  ; puis le circuit est ouvert pour mesurer la tension  $V_{mP}^{Seeb}$ . La figure 2.19(a) présente l'évolution de la tension  $V_{mP}^{mes}$  et de la tension  $V_{mP}^{Seeb}$  en fonction du courant  $i_{mP}$  ; tandis que la figure 2.19(b) présente l'évolution de la différence de température  $\Delta T_{mP} = T_1 - T_2$  en fonction du courant  $i_{mP}$ . Ces courbes ont été obtenues pour  $T_a = 21,4$  °C.

Ainsi, le coefficient Seebeck  $\alpha_{mP}$ , la résistance  $R_{mP}$ , et la conductance thermique  $k_{mP}$  du MiniPeltier peuvent être calculés à partir des valeurs relevées et des équations (2.1) à (2.3) appliquées à celui-ci.

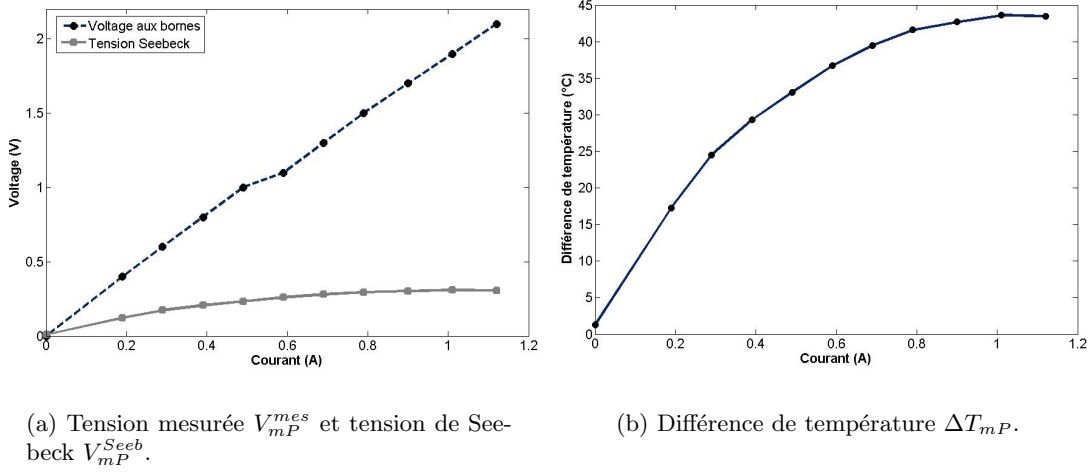


FIG. 2.19 – Courbes de fonctionnement expérimentales du MiniPeltier en fonction du courant  $i_{mP}$ .

D'abord, le coefficient Seebeck  $\alpha_{mP}$  est obtenu à partir de (2.3) pour  $i_{mP} = 0$  et  $V_{mP}^{mes} = V_{mP}^{Seeb}$  :

$$\alpha_{mP} = \frac{V_{mP}^{Seeb}}{T_1 - T_2} \quad (2.8)$$

Ensuite, la résistance  $R_{mP}$  est déduite de la même équation (2.3) pour  $i_{mP} \neq 0$  :

$$R_{mP} = \frac{V_{mP} - \alpha_{mP}(T_1 - T_2)}{i_{mP}} \quad (2.9)$$

Finalement, la conductance thermique  $k_{mP}$  est obtenue grâce à (2.1), sachant que la face froide du MiniPeltier est en convection libre avec l'air, soit  $Q_2 = h_a A_{mP}(T_a - T_2)$  où  $h_a = 150 \text{ W/m}^2\text{K}$  est le coefficient de transfert par convection dans l'air et  $A_{mP} = 38,4 \text{ mm}^2$  la surface de la face froide du MiniPeltier. L'équation permettant de calculer  $k_{mP}$  s'écrit :

$$k_{mP} = \frac{1}{T_1 - T_2} \left( h_a A_{mP}(T_a - T_2) + \alpha_{mP} T_2 i_{mP} - \frac{R_{mP} i_{mP}^2}{2} \right) \quad (2.10)$$

Le tableau 2.2 présente les résultats obtenus expérimentalement et les valeurs calculées à partir des informations fournies par Melcor Corporation, le fournisseur du MiniPeltier. Les paramètres physiques expérimentaux semblent très proches, ce qui nous

permet de valider notre modélisation en fonction de l'expression de la chaleur dégagée par la face chaude  $Q_1$  et la chaleur absorbée par la face froide  $Q_2$ , fondées respectivement sur (2.2) et (2.1).

TAB. 2.2 – Paramètres physiques des modules à effet Peltier.

Coefficient	MicroPelt	MiniPeltier	
		Expérimental	Théorique
Coefficient Seebeck $\alpha$ (V/K)	0,001	0,007	0,007
Résistance électrique $R$ ( $\Omega$ )	0,2	1,12	1,16
Conductance thermique $k_P$ (W/K)	0,0082	0,016	0,017

La caractérisation des deux modules à effet Peltier était nécessaire pour établir leurs modèles qui doivent être introduits dans le modèle EF du système complet de micro-manipulation immergée par changement de phase. Ainsi, le MicroPelt et le MiniPeltier peuvent être simulés à travers les flux de chaleur traversant la face chaude et la face froide de chacun d'eux.

### 2.4.2 Simulation statique

Ainsi que cela a déjà été mentionné, la formation de la glace dépend directement des courants appliqués aux modules à effet Peltier. Pour cette raison, l'objectif de cette partie est d'utiliser le modèle EF pour calculer le courant optimal du MicroPelt dans un premier temps, puis le courant optimal du MiniPeltier dans un deuxième temps.

#### Courant optimal du MicroPelt

Le MicroPelt fournit le flux de chaleur nécessaire pour refroidir l'effecteur et générer le microvolume de glace dans sa partie active. D'après l'expression du flux de chaleur absorbé par la face froide d'un module à effet Peltier dans (2.1), ce flux est une fonction parabolique du courant. Il existe donc un courant optimal permettant de maximiser le module du flux de chaleur  $Q_c$ . Dans le cas du MicroPelt, le courant optimal  $i_{\mu P}^*$  est tel que le flux de chaleur  $Q_4$  dans sa face froide permet de diminuer la température  $T_5$  sur la partie active de l'effecteur au-dessous de  $0^\circ\text{C}$  et générer ainsi le microvolume de glace.

Afin d'assurer le refroidissement maximal du MicroPelt, la température sur sa face chaude doit être légèrement supérieure à  $0^\circ\text{C}$ . De ce fait, pour ce calcul du courant optimal du MicroPelt, la température  $T_2$  sur la face froide du MiniPeltier est fixée à  $2^\circ\text{C}$ . Cette température est suffisamment proche de  $0^\circ\text{C}$  mais empêche que le radiateur du MicroPelt gèle. Quant aux températures ambiantes, celle de l'eau ( $T_w$ ) est considérée à  $6^\circ\text{C}$ , et celle de l'air ( $T_a$ ) à  $21^\circ\text{C}$ .

Ainsi, pour déterminer le courant optimal du MicroPelt, nous simulons le comportement statique du système pour plusieurs valeurs du courant  $i_{\mu P}$  entre 0 et 1,5 A, en relevant la température  $T_5$  dans la partie active de l'effecteur. La figure 2.20(a) présente la courbe de la température  $T_5$  en fonction du courant  $i_{\mu P}$  obtenue par des simulations EF. Cette température est inférieure à 0°C (273 K) quand le courant est compris entre 0,2 et 1,5 A. Cependant, à partir de  $i_{\mu P} = 1,2$  A la température  $T_5$  croît, ce qui indique que l'apport de l'effet Joule devient plus important que l'apport de l'effet Peltier. Nous considérons alors que, dans les conditions établies, la plage utile du courant  $i_{\mu P}$  du MicroPelt est comprise entre 0,2 et 1,2 A. D'après ces simulations, le courant optimal devait être 1,2 A. Toutefois, il est apparu lors des expérimentations que ce courant était plus faible, de l'ordre de 0,5 A. Cette différence peut être expliquée par la présence des résistances thermiques aux jonctions électriques, engendrant un accroissement de l'effet Joule. En effet, la résistance électrique mesurée aux bornes du MicroPelt est de 0,6  $\Omega$  lorsque celui-ci est adapté au système de micromanipulation immergée par changement de phase. Ceci représente une augmentation de trois fois la valeur de la résistance obtenue lors de sa modélisation, 0,2  $\Omega$  (tableau 2.2). Nous choisissons donc de retenir comme courant optimal  $i_{\mu P}^* = 0,5$  A.

Connaissant le courant optimal du MicroPelt, nous pouvons ensuite établir le courant optimal du MiniPeltier.

### Courant optimal du MiniPeltier

D'après les explications précédentes, le MiniPeltier est chargé de maintenir la température du radiateur du MicroPelt proche à 0°C. Cette fonction n'est garantie que si la température  $T_2$  sur sa face froide est aussi proche de 0°C. En gardant les conditions de simulation mentionnées ci-dessous, le courant optimal du MiniPeltier  $i_{mP}^*$  correspond à une température  $T_2$  sur la face froide du MiniPeltier égale à 2°C.

La simulation EF du système de micromanipulation immergée par changement de phase en statique qui a servi à déterminer le courant optimal  $i_{mP}^*$  s'est déroulée comme suit :

1. les températures de l'air  $T_a$  et de l'eau  $T_w$  sont respectivement considérées à 21°C et 6°C ;
2. le MicroPelt est modélisé en lui appliquant son courant optimal  $i_{\mu P}^* = 0,5$  A obtenu dans la section antérieure ;
3. la température sur la face chaude du MiniPeltier est fixée à la température ambiante  $T_1 = T_a = 21^\circ\text{C}$ , ce qui correspond aux conditions idéales de travail du MiniPeltier ;
4. le courant du MiniPeltier varie entre 0 et 1,5 A ;
5. la température  $T_2$  sur la face froide du MiniPeltier est relevée.

La figure 2.20(b) présente l'évolution de la température  $T_2$  en fonction du courant  $i_{mP}$ . Nous pouvons alors établir que quand  $i_{mP} = 0,84$  A, la température  $T_2$  sur la face

froide du MiniPeltier atteint 2°C. Nous retiendrons par la suite la valeur approchée :  $i_{mP}^* = 0,9$  A.

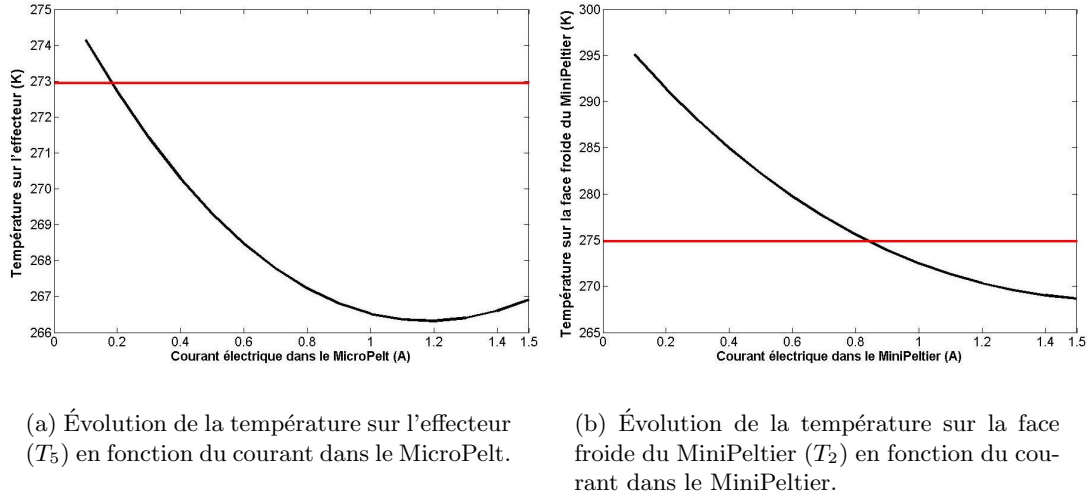


FIG. 2.20 – Comportement simulé du MicroPelt et du MiniPeltier.

Avec les deux courants optimaux des modules à effet Peltier, celui du MicroPelt et celui du MiniPeltier, nous pouvons effectuer les simulations du comportement dynamique du système de micromanipulation immergée par changement de phase.

### 2.4.3 Simulation dynamique

Les simulations dynamiques du micromanipulateur immergé par changement de phase ont permis d'étudier et valider son principe de fonctionnement. Le microvolume de glace étant la partie fondamentale du système, ces simulations ont été consacrées à examiner sa génération dans trois conditions :

1. sans aucun micro-objet à manipuler,
2. en prenant des micro-objets à faible conductivité thermique,
3. en prenant des micro-objets à haute conductivité thermique.

La simulation par EF du micromanipulateur immergé par changement de phase nécessite comme paramètres les courants électriques du MicroPelt et du MiniPeltier, en fonction du temps.

La température de l'eau  $T_w$  et celle de l'air  $T_a$  sont toujours considérées respectivement à 6°C et 21°C. La température  $T_1$  sur la face chaude du MiniPeltier est aussi fixée à la température de l'air  $T_a$  dans l'intention de simuler les conditions idéales de fonctionnement du MiniPeltier.

La procédure suivie lors des simulations dynamiques du système de micromanipulation immergée par changement de phase est :

1. une première simulation statique garantit que la température  $T_2$  sur la face froide du MiniPeltier est à  $2^\circ\text{C}$ . Pour ceci, le courant du MiniPeltier est à sa valeur optimale ( $i_{mP}^* = 0,9 \text{ A}$ ). Le MicroPelt n'est pas activé ( $i_{\mu P} = 0 \text{ A}$ );
2. à l'instant  $t = 0$ , le courant du MiniPeltier reste constant à sa valeur optimale ( $i_{mP}^* = 0,9 \text{ A}$ ), tandis que le MicroPelt est activé en lui appliquant aussi son courant optimal ( $i_{\mu P}^* = 0,5 \text{ A}$ ).

Cette procédure est répétée pour chaque simulation. Les résultats sont présentés dans la suite.

### Formation du microvolume de glace

En suivant la procédure décrite ci-dessus, nous avons observé la croissance de la glace en fonction du temps, le flux de chaleur restant constant. Le microvolume de glace présente une forme ellipsoïdale dont la taille dépend du temps de refroidissement (plus le temps est long, plus il est grand). La figure 2.21 présente une vue en 2D du microvolume de glace (isotherme à  $0^\circ\text{C}$ ) formée dans la partie active de l'effecteur après 0,1 s, 0,2 s et 0,5 s de l'actionnement du MicroPelt.

La chaleur latente n'a pas été considérée lors de ces simulations. Dans le micromonde, les effets surfaciques sont beaucoup plus importants que les effets volumiques. L'énergie latente requise pour la transformation de phase de l'eau (effet volumique) peut alors être négligée face à l'énergie absorbée par la surface active de l'effecteur (effet surfacique). À titre d'exemple, pour générer un microvolume de glace après 0,5 s, l'énergie latente est de  $12 \mu\text{W}$ , tandis que l'énergie transmise par la surface active de l'effecteur est de  $265 \mu\text{W}$ . Il apparaît donc que l'énergie latente est très faible face à l'énergie transmise par la surface (5).

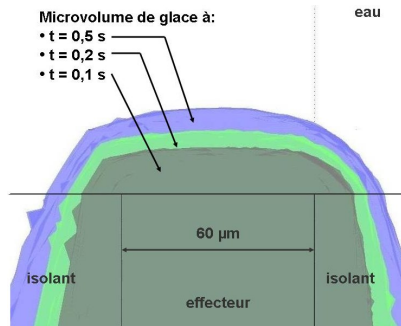


FIG. 2.21 – Formation du microvolume de glace.

La formation de la glace face à des micro-objets ayant différentes conductivités thermiques a aussi été analysée. Premièrement, nous avons observé l'interaction entre le

microvolume de glace et des objets à faible conductivité thermique, ce qui est présenté ci-dessous. Deuxièmement, nous avons effectué les mêmes simulations avec des micro-objets à grande conductivité thermique. Un exemple est décrit dans la section suivante.

### Interaction avec micro-objets à faible conductivité thermique

La préhension de différents micro-objets présentant une faible conductivité thermique a été simulée dans l'intention d'analyser le fonctionnement du micromanipulateur immergé par changement de phase par rapport à ce type d'objets. Les objets simulés avaient différents formes et matériaux à faible conductivité thermique ( $< 5 \text{ W/m.K}$ ). Dans ces cas, le temps de la formation du microvolume de glace sur la partie active de l'effecteur n'a pas été perturbé par le micro-objet.

La figure 2.22(a) illustre la formation du microvolume de glace (isotherme à  $0^\circ\text{C}$ ) en 2D après 0,1 s, 0,2 s et 0,5 s de refroidissement par le MicroPelt, face à une microsphère de silice de verre. La forme et la taille du microvolume de glace dans les trois temps sont très proches de celles sur la figure 2.21.

Le fonctionnement du micromanipulateur n'est donc modifié que très légèrement par les micro-objets à faible conductivité thermique.

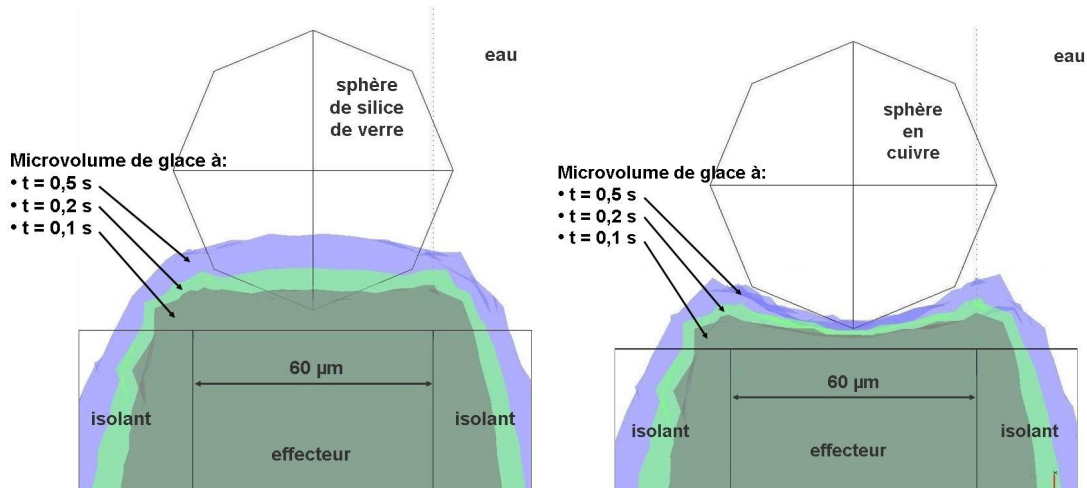
### Interaction avec micro-objets à haute conductivité thermique

La prise de plusieurs micro-objets de différents formes et matériaux présentant une haute conductivité thermique ( $> 300 \text{ W/m.K}$ ) a aussi été simulée. Dans tous ces cas, la génération du microvolume de glace prend du retard par rapport aux cas étudiés précédemment, et sa forme se déforme considérablement suivant la forme du micro-objet. Le micro-objet récupère donc la chaleur absorbée par la partie active de l'effecteur. La figure 2.22(b) illustre ces phénomènes. Les temps de simulation retenus sont toujours de 0,1 s, 0,2 s et 0,5 s après l'activation du MicroPelt. Le micro-objet simulé est une microsphère de cuivre de  $70 \mu\text{m}$  de diamètre. Son coefficient de conductivité thermique  $k_{Cu}$  est de  $400 \text{ W/m.K}$ .

L'interaction du micromanipulateur immergé par changement de phase avec des micro-objets à haute conductivité thermique retarde la formation du microvolume de glace lors du processus de préhension. De ce fait, les micro-objets à faible conductivité thermique sont plus recommandés car ils n'entraînent aucune modification dans le temps de réponse du micromanipulateur. La figure 2.23 montre l'évolution de la hauteur du microvolume de glace en fonction du temps, dans les trois conditions analysées.

La force d'interaction produite par la glace dépend de plusieurs facteurs tels que la température et la géométrie du microvolume de glace, le poids, le matériel et la rugosité de l'objet à manipuler [96,104]. Lang *et al.* ont observé que la force d'interaction augmente avec la rugosité, tandis que celle-ci est minimale pour un objet en aluminium et maximale lorsque l'objet est en verre ou silicium [96]. De ce fait, le système prend





(a) Interaction avec une microsphère en silice de verre ( $k_{verre} = 1,38 \text{ W/m.K}$ ).

(b) Interaction avec une microsphère en cuivre ( $k_{Cu} = 400 \text{ W/m.K}$ ).

FIG. 2.22 – Interaction du micropréhenseur avec deux micro-objets ayant différentes conductivités thermiques.

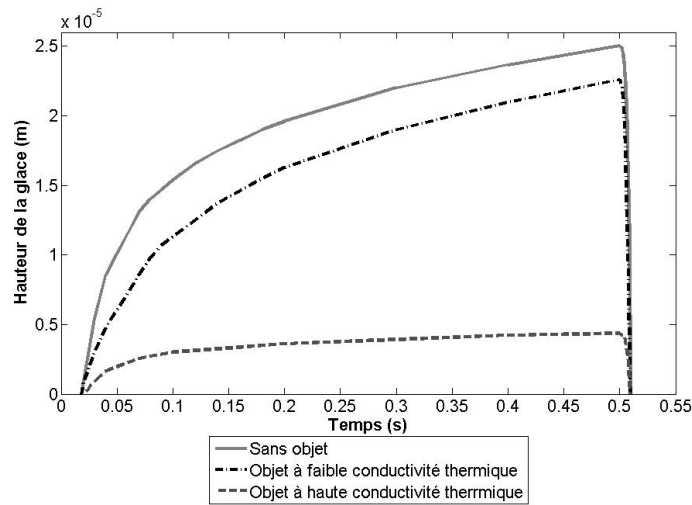


FIG. 2.23 – Évolution de la hauteur du microvolume de glace face à différents types d'objets.

toute son efficacité pour les objets à faible conductivité thermique, c'est-à-dire aussi à faible énergie d'adhésion ; mais les objets à forte énergie d'adhésion bénéficient le moins de cette stratégie.

En simplifiant le calcul, la force maximale  $F_{max}$  de saisie peut s'écrire en fonction de la surface  $S$  de contact entre le liquide solidifié et l'objet :

$$F_{max} = fS \quad (2.11)$$

où  $f$  est la force surfacique de saisie qui, dans le cas de leau, est peu dépendante de la forme des objets saisis et atteint une valeur de l'ordre de  $1 \text{ N/mm}^{-2}$  [46,97]. Ainsi, lors d'une interaction entre la face froide du MicroPelt, dont la surface est égale à  $0,5184 \text{ mm}^2$ , et un objet en silicium, la force maximale de saisie est égale à  $F_{max} = 0,5184 \text{ N}$ .

Or, la force  $F_{pull-off}$  nécessaire pour détacher ces deux objets, estimée à l'aide du modèle DMT étudié dans la section 1.2.2, page 18, est de  $3,7 \text{ mN}$ , sachant que l'énergie de surface du silicium est de  $1400 \text{ mJ/m}^2$ . La force maximale de saisie apparaît donc nettement supérieure à la force de pull-off.

Les simulations EF ont permis d'étudier et valider le principe du micromanipulateur immergé par changement de phase. Les courants optimaux du MicroPelt et du MiniPeltier établis lors des simulations statiques seront utilisés pendant les expérimentations. En outre, l'analyse de la génération du microvolume de glace face à des micro-objets de conductivités thermiques différentes, a permis de valider l'hypothèse affirmant que la manipulation de micro-objets à faible conductivité thermique est plus performante pour ce type de manipulateur. Les simulations EF sont toujours lourdes à mettre en place et ne permettent pas un calcul en temps réel de la réponse du système. Nous avons donc choisi de développer un autre moyen de simulation plus flexible pour mener nos études plus avant.

La section suivante traite de la validation expérimentale du dispositif.

## 2.5 Validation expérimentale

Les expérimentations en utilisant le prototype du micromanipulateur immergé par changement de phase ont été réalisées ; l'objectif étant de valider son bon fonctionnement et sa fiabilité. Pour ces tests, l'effecteur n'a pas été inclus. La partie active est alors directement la face froide du MicroPelt. La taille des micro-objets manipulés correspond donc aux dimensions de celle-ci.

Ces tests ont été menés en trois étapes :

1. validation du système de refroidissement par convection forcée,
2. validation de la stratégie de préhension (sans objets),
3. manipulation d'un micro-objet.

Une station de micromanipulation, schématisée en figure 2.24, a été mise au point pour tester le micromanipulateur immergé par changement de phase. Celle-ci est com-

posée principalement des éléments suivants :

- le micromanipulateur immergé par changement de phase fixé à une table XYZ manuelle qui permet son positionnement dans l'espace ;
- un ordinateur qui sert d'interface entre le logiciel de commande et l'acquisition de données (numérique) et le micromanipulateur immergé par changement de phase (analogique) ;
- un logiciel adapté à notre système pour effectuer le pilotage des courants du MicroPelt et du MiniPeltier d'une part, et récupérer les températures mesurées d'autre part. Ce logiciel a été programmé en Borland C++ Builder<sup>TM</sup> 5.0 ;
- une carte National Instruments (NI) permettant le transfert des courants électriques de l'ordinateur vers les modules à effet Peltier grâce à son convertisseur numérique-analogique (CNA), et des thermocouples vers l'ordinateur grâce à son convertisseur analogique-numérique (CAN) ;
- une carte électronique qui réalise les fonctions d'amplificateur de puissance et de convertisseur tension-courant (V-I).

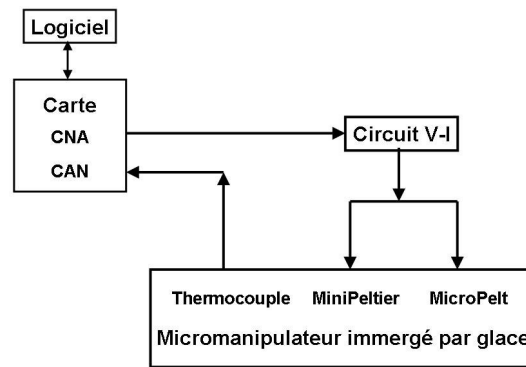


FIG. 2.24 – Schéma du dispositif expérimental implanté.

Le premier test effectué à l'aide de cette station de manipulation a été la validation du fonctionnement du système de refroidissement par convection forcée.

### 2.5.1 Validation du système de refroidissement par convection forcée

Comme nous l'avons expliqué antérieurement, le système de refroidissement par convection forcée doit maintenir la température  $T_1$  sur la face chaude du MiniPeltier à la température ambiante  $T_a$  afin d'assurer un meilleur refroidissement de sa face froide. Ce système n'a donc pas été optimisé mais volontairement surdimensionné.

Le système de refroidissement a été testé en activant uniquement le MiniPeltier. Ainsi, pour chaque valeur appliquée du courant  $i_{mP}$ , nous avons mesuré les températures en régime statique sur chacune des deux faces du MiniPeltier à l'aide de deux microthermocouples. Un thermomètre digital mesurait la température ambiante.

Le tableau 2.3 montre les mesures obtenues quand le courant  $i_{mP}$  varie de 0 A à 1,1 A et  $T_a = 21,3$  °C : la différence entre  $T_a$  et  $T_1$  est inférieure à  $1,5$  °C.

TAB. 2.3 – Température stationnaire sur la face chaude du MiniPeltier.

Courant $i_{mP}$ (A)	0	0,29	0,49	0,69	0,9	1,12
Température $T_1$ (°C)	21,3	21,4	21,6	21,9	22,1	22,4

Ces expérimentations ont montré que la température sur la face chaude du MiniPeltier reste quasiment constante à la valeur de la température ambiante sur toute la plage utile du courant du MiniPeltier. Le fonctionnement du système de refroidissement par convection forcée est donc validé.

### 2.5.2 Validation du fonctionnement du micromanipulateur

Pour valider le fonctionnement du micromanipulateur immergé par changement de phase, nous avons vérifié le bon déroulement de la stratégie de préhension sans prendre d'objets. En effet, nous avons analysé les conditions et paramètres nécessaires pour que la génération et la fonte du microvolume de glace sur la face froide du MicroPelt soient répétables et fiables.

Pendant ces expérimentations, la station de micromanipulation décrite précédemment a été utilisée. Le MicroPelt et une partie de son radiateur sont immergés dans la piscine de manipulation, laquelle est remplie d'eau distillée. Les simulations ont démontré que la température de l'eau doit être inférieure à  $10$  °C ; au-dessus de cette température la puissance thermique du MicroPelt ne suffit pas pour générer le microvolume de glace. La minipiscine est alors placée sur une plaque réfrigérée  $-10/+100$  °C (Fischer Bioblock Scientific). Diminuer la température de l'eau est donc une étape préalable aux expérimentations du micromanipulateur par changement de phase en milieu immergé. Dans toute la série d'expérimentations effectuée lors de la validation du micromanipulateur, la température de la plaque a été fixée à  $-2$  °C ( $\pm 2$  °C) pour que la température de l'eau  $T_w$  reste à  $6,5$  °C.

Les étapes du fonctionnement expérimental du système sont présentées en figure 2.25. Cette figure montre les séquences suivies par le courant  $i_{\mu P}$  du MicroPelt, le courant  $i_{mP}$  du MiniPeltier, et la température  $T_4$  sur la face froide du MicroPelt en fonction du temps  $t$ . Rappelons qu'en l'absence de l'effecteur, la face froide du MicroPelt est la partie active du manipulateur. Dans ce test, la température de l'air  $T_a$  est de  $21,7$  °C. L'état initial suppose que les deux courants sont nuls ( $i_{\mu P} = i_{mP} = 0$  A), et la température  $T_4$  est à une température entre la température de l'eau et la température de l'air (ici  $T_{4init} = 14,5$  °C).

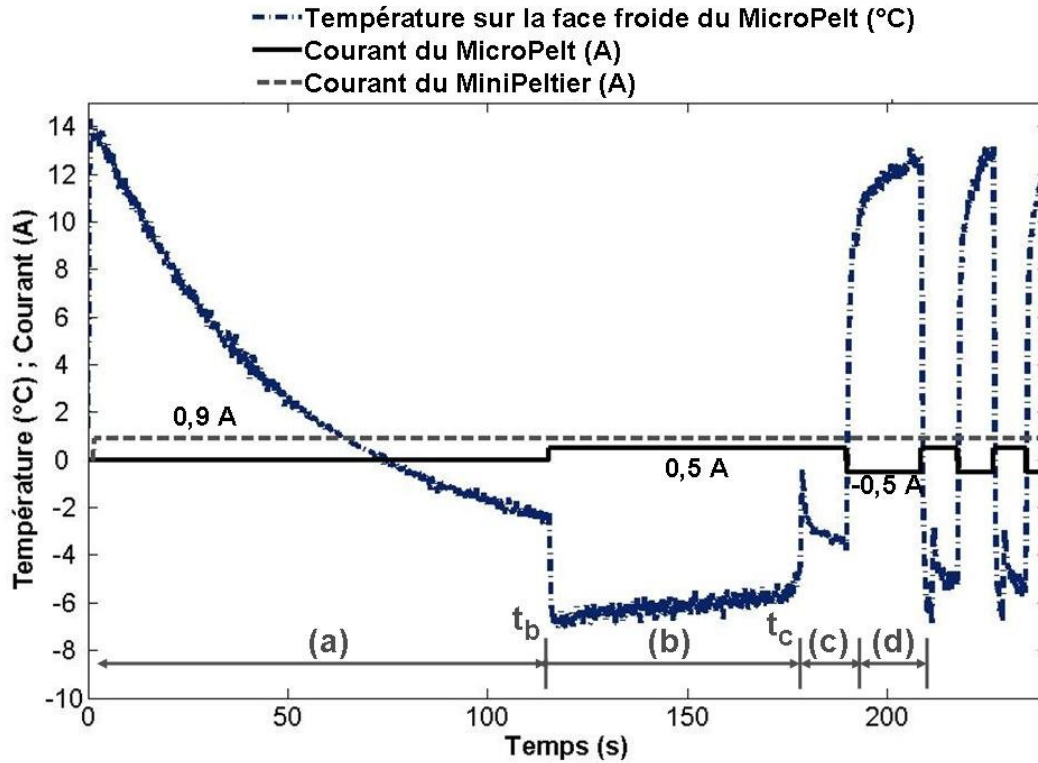


FIG. 2.25 – Étapes du fonctionnement du micromanipulateur immergé par changement de phase : (a) pré-refroidissement, (b) refroidissement locale de l'eau, (c) cristallisation du microvolume de glace, (d) fonte du microvolume de glace.

En premier lieu, le MiniPeltier est activé. Son courant  $i_{mP}$  est fixé à la valeur optimale obtenue lors des simulations statiques, soit  $i_{mP} = 0,9$  A, et n'est plus modifiée tout au long de l'expérimentation. Le courant du MicroPelt reste égale à zéro ( $i_{\mu P} = 0$  A). L'objectif de cette étape (a), appelée étape de pré-refroidissement, est de diminuer la température du radiateur du MicroPelt. En conséquence, la température  $T_4$  diminue également.

En second lieu, le MicroPelt est activé en lui appliquant un courant  $i_{\mu P}$  de 0,5 A dans l'intention de refroidir localement l'eau. Dès l'application de l'échelon de courant, la température  $T_4$  diminue rapidement ( $\sim 50$  ms), puis elle converge vers une valeur proche à  $-6^\circ\text{C}$ . L'eau se maintient à l'état liquide (étape (b)). Ce phénomène est dû à la surfusion. La surfusion est l'état de l'eau qui demeure en phase liquide alors que sa température est inférieure à son point de congélation. Cet état persiste tant que les particules d'eau liquide ne sont pas capables d'engendrer de germes solides, ce qui peut se produire en diminuant la température de l'eau (la surfusion a été observé dans des intervalles de température allant de  $0^\circ\text{C}$  à  $-40^\circ\text{C}$ ) ou au contact des surfaces irrégulières (sol, objets, impuretés) [2, 118]. La surfusion n'est plus observée lors des cristallisations suivantes car des noyaux de solidification sont déjà apparus.

En troisième lieu, dans l'étape (c), le microvolume de glace se forme sur la face froide du MicroPelt. L'augmentation de la température  $T_4$  est due à l'absorption de la chaleur latente provoquée par la cristallisation de l'eau. Ensuite, le microvolume de glace continue à grandir et à se refroidir car les deux courants gardent leurs valeurs imposées :  $i_{\mu P} = 0,5 \text{ A}$  et  $i_{mP} = 0,9 \text{ A}$ . Cette première cristallisation se produit en  $t_c$  quelques secondes après l'application de l'échelon du courant  $i_{\mu P} = 0,5 \text{ A}$  en  $t_b$ .

En quatrième lieu, le sens du courant du MicroPelt est inversé ( $i_{\mu P} = -0,5 \text{ A}$ ) ce qui inverse également le flux de chaleur à travers le micromodule. La température  $T_4$  augmente et fond le microvolume de glace : étape (d). Le microvolume de glace peut aussi être fondu en annulant le courant du MicroPelt, mais le processus est plus lent.

Finalement, le courant  $i_{\mu P}$  du MicroPelt est basculé entre  $0,5 \text{ A}$  et  $-0,5 \text{ A}$  à plusieurs reprises afin de répéter les étapes de génération et de fonte du microvolume de glace.

La série d'expérimentations menées nous a permis de vérifier la fiabilité du micro-manipulateur immergé par changement de phase.

### 2.5.3 Micromanipulations

Des micromanipulations avec le micromanipulateur immergé par changement de phase ont été effectuées. La taille des objets manipulés correspond à la taille de la partie active, c'est-à-dire la face froide du MicroPelt. Le déplacement du micromanipulateur est réalisé avec une table manuelle XYZ (voir figure 2.26) ainsi que nous l'avons indiqué lors de la description de la station de manipulation. La vue supérieure du micropréhenseur est obtenue grâce à une caméra CDD.

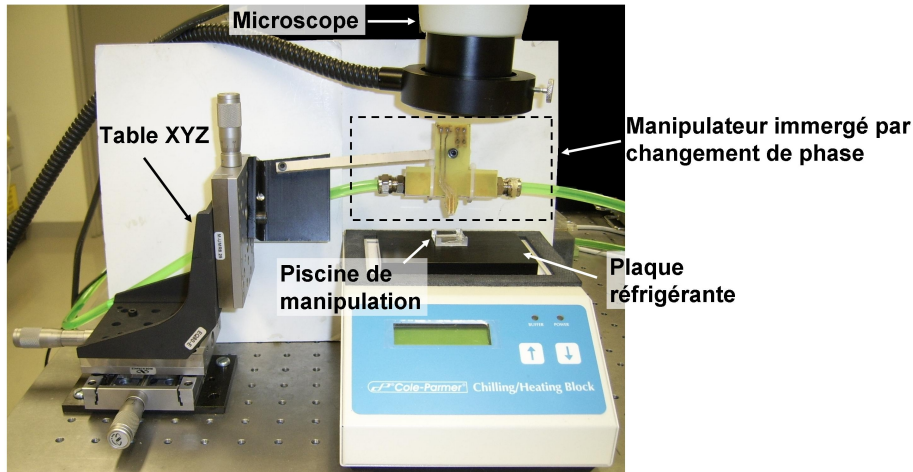


FIG. 2.26 – Montage du dispositif complet de micromanipulation immergée par changement de phase.

La figure 2.27 décrit la télé-manipulation d'un micro-objet en silicium dont les dimensions sont :  $600 \times 600 \times 100 \mu\text{m}^3$ . Le choix des courants du MicroPelt et du MiniPeltier a été établi d'après la validation du fonctionnement du micromanipulateur dans la section ci-dessus.

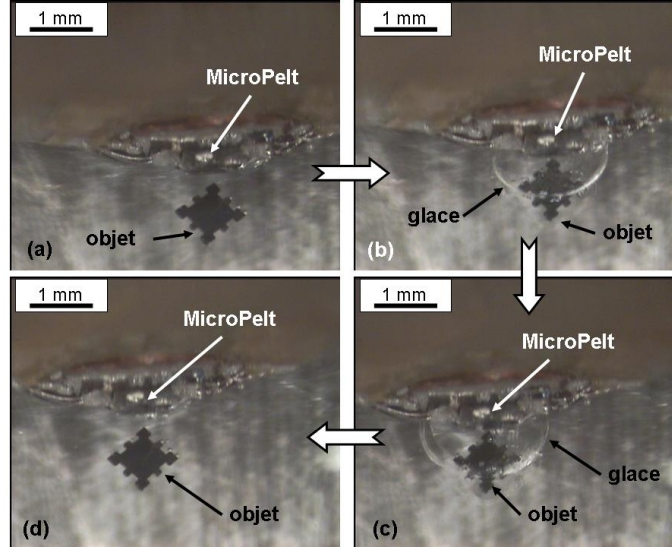


FIG. 2.27 – Micromanipulation d'un micro-objet en silicium de  $600 \times 600 \times 100 \mu\text{m}^3$  avec le micropréhenseur immergé par changement de phase.

Avant de commencer les micromanipulations, deux phases de pré-refroidissement, décrites dans la section précédente, sont nécessaires. Dans la première, la température de l'eau dans la piscine de manipulations est diminuée jusqu'à atteindre  $6,5^\circ\text{C}$  à l'aide d'une table réfrigérée. Dans la seconde, uniquement le MiniPeltier est activé en réglant la valeur du courant  $i_{mP}$  qui le traverse à  $0,9 \text{ A}$ . Cette opération a pour but de diminuer la température du radiateur du MicroPelt. Quand la température sur la face froide du MiniPeltier est autour de  $2^\circ\text{C}$ , nous approchons le MicroPelt au micro-objet sans le toucher comme présenté sur la figure 2.27(a).

À ce moment, le MicroPelt est activé ( $i_{\mu P} = i_{\mu P}^* = 0,5 \text{ A}$ ). La puissance thermique traversant sa face froide génère un microvolume de glace de  $4 \mu\text{l}$  en  $3 \text{ s}$  semblable à celui de la figure 2.27(b). Le micropréhenseur peut alors déplacer le micro-objet vers sa nouvelle position (figure 2.27(c)).

Pour le lâcher, le courant du MicroPelt est inversé à  $-0,5 \text{ A}$ . Le microvolume de glace fond en  $7 \text{ s}$  et se mélange avec le milieu liquide, libérant le micro-objet sans perturbations d'adhésion (figure 2.27(d)).

La télé-micromanipulation a été effectuée en  $30 \text{ s}$ , incluant les déplacements manuels du préhenseur. Le cycle de prise-dépose est de  $3 + 7 = 10 \text{ s}$ . Le restant du temps, soit  $20 \text{ s}$  de temps de déplacements dans ce cas, dépend principalement de l'habileté de l'opérateur, ou de la vitesse du préhenseur s'il est automatisé.

Dans cette manipulation nous avons vérifié que, contrairement aux préhenseurs cryogéniques travaillant dans l'air, la force capillaire ne perturbe pas la relâche du micro-objet. Cette même expérience a été répétée à plusieurs reprises avec le même succès.

Les différentes expérimentations décrites dans cette section ont permis de valider le système de micromanipulation immergé par changement de phase proposé.

## 2.6 Conclusion

Le système de micromanipulation immergée par changement de phase que nous proposons utilise les différents avantages de la micromanipulation exploitant le milieu liquide en général et des cryo-préhenseurs en particulier. Ainsi, le manipulateur immergé par changement de phase profite de son milieu pour générer le microvolume de glace qui permettra la préhension de l'objet, et ne subit pas les effets de la force de capillarité rencontrés dans l'air lors de la dépose. Le choix de l'actionnement thermique s'est tourné vers l'utilisation de deux modules à effet Peltier que nous avons modélisés. Ces modèles ont été intégrés à une simulation par éléments finis qui a permis de valider le principe et obtenir les valeurs des courants optimaux à utiliser lors des expérimentations. Enfin, le principe a également été testé de manière expérimentale. En outre, les micromanipulations ont permis de confirmer l'absence de perturbations dues aux effets d'adhésion. Afin d'optimiser la conception du système et d'étudier la commande du dispositif via les courants des modules à effet Peltier, la mise en place d'un modèle paramétrable du système est nécessaire. La simulation par éléments finis, quoique performante, n'est pas suffisamment flexible et nécessite des temps de calculs longs. Pour cette raison, nous avons choisi de développer un modèle équivalent du système basé sur l'analogie électrique, développée dans le chapitre suivant.





## Chapitre 3

# Micro-actionneurs thermiques et modélisation par analogie électrique

*La modélisation du fonctionnement thermique du micromanipulateur immergé par changement de phase est cruciale pour l'optimisation du système et la définition d'une stratégie de contrôle.*

*L'objectif de ce chapitre est l'étude thermique d'une structure élancée récurrente dans les micro-actionneurs thermiques. Cette étude est menée à l'aide d'un outil flexible et fiable pour la modélisation des échanges thermiques : l'analogie électrique. Ainsi, dans la première section de ce chapitre, nous introduisons les correspondances entre les grandeurs thermiques et les grandeurs électriques à l'aide d'exemples simples. Dans la deuxième section, quelques dispositifs thermiques, notamment des micro-actionneurs et leurs différentes configurations, utilisés couramment dans la micromécatronique, sont présentés. Cette brève revue permet de montrer que les transferts thermiques dans les micro-actionneurs thermiques se produisent le long et autour de structures de type élancée, géométries actuellement non traitées par l'analogie électrique. Dans la troisième section, les modèles électriques équivalents dynamique et statique de cette structure sont proposés et développés. Finalement, dans la quatrième section, ces modèles sont comparés aux résultats obtenus de façon analytique ou par simulation par éléments finis.*

### 3.1 L'analogie électrique

L'emploi de l'analogie électrique et, par conséquent, des modèles électriques équivalents obtenus à partir de celle-ci, sont bien connus pour la résolution des problèmes de transfert dynamique de la chaleur. Historiquement, l'analogie électrique a été utilisée pour la première fois par Paschkis et Baker en 1942 pour résoudre l'équation de la conduction unidirectionnelle et dynamique de la chaleur dans un plateau [122]. Cepen-

dant, les équations de base qui soutiennent cette analogie pour des applications sur la conduction de chaleur non stationnaire ont été proposées par Jakob en 1949 [81].

Les modèles électriques équivalents représentent un outil suffisamment précis et flexibles pour simuler les systèmes thermiques réels [72]. En outre, ils permettent de connecter facilement différents sous-systèmes entre eux.

Globalement, les relations qui décrivent le comportement des systèmes thermiques peuvent être transformées en relations qui représentent des systèmes électriques en utilisant les analogies suivantes :

- les températures sont remplacées par des tensions électriques,
- les flux thermiques sont remplacés par des courants électriques,
- les résistances thermiques sont remplacées par des résistances électriques,
- les capacités thermiques sont remplacées par des capacités électriques.

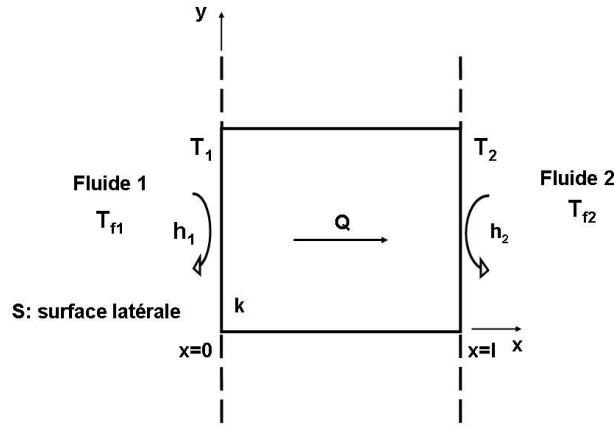
Ces correspondances seront expliquées dans la suite de cette section à l'aide de divers cas. Tout d'abord, nous présenterons les expressions courantes des résistances thermiques en traitant l'exemple d'un mur plan. Ensuite, nous montrerons la construction des circuits électriques équivalents en associant en série et en parallèle les résistances thermiques à l'aide des cas des murs multicouches et murs composites. Les analyses thermiques menées jusqu'à présent concernent uniquement des problèmes plans. Ces exemples types sont à notre connaissance les seuls où l'analogie électrique a été développée. Enfin, dans le but de dégager l'expression courante de la capacité thermique, la conduction non stationnaire d'un objet dans un milieu à température uniforme sera analysée.

### 3.1.1 Expressions des impédances thermiques

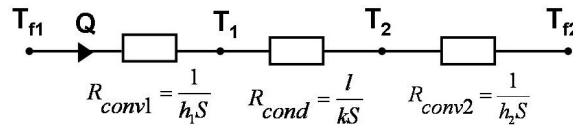
Les expressions des résistances thermiques de conduction et de convection sont obtenues grâce à l'étude thermique statique d'un mur simple en contact avec deux fluides.

Le problème analysé considère le transfert thermique dans un mur simple, homogène et isotrope de surface  $S$  perpendiculaire à l'épaisseur  $l$  et de conductivité thermique  $k$  constante, comme celui présenté en figure 3.1(a).

Ce mur sépare deux milieux fluides à différentes températures. Les dimensions de la surface  $S$  dans le plan  $yOz$  sont supposées beaucoup plus grandes que celles dans la direction  $Ox$ . Ainsi, la chaleur se propage uniquement dans la direction normale au mur, et par conséquent le gradient de température est unidirectionnel et perpendiculaire aux faces du mur, tandis que les surfaces isothermes sont des plans parallèles aux faces.



(a) Problème thermique.



(b) Schéma électrique équivalent.

FIG. 3.1 – Mur simple.

Ainsi, la chaleur se transmet :

- par convection entre le fluide chaud ayant la température  $T_{f1}$  et une des surfaces du mur à la température  $T_1$ ,
- par conduction à travers le mur,
- par convection entre l'autre surface du mur à la température  $T_2$  et le fluide froid ayant une température  $T_{f2}$ .

Ces températures et les coefficients de convection  $h_1$  et  $h_2$  afférents aux surfaces et fluides sont aussi supposés constants et uniformes par rapport aux surfaces de contact.

Le transfert de la chaleur doit être déterminé en considérant indépendamment chaque élément du système. Nous nous intéressons premièrement au transfert de la chaleur dans le mur, puis aux transferts entre le mur et les fluides. La distribution de température, ou champ de température dans le mur, sera déterminée en résolvant l'équation de la chaleur avec les conditions aux limites appropriées.

### Résistance thermique de conduction

Dans les hypothèses décrites précédemment et sans source interne de chaleur dans le mur, l'équation différentielle de Laplace qui décrit la propagation de la chaleur dans ce mur prend la forme :

$$kS \frac{d^2 T}{dx^2} = 0 \quad (3.1)$$

D'après la figure 3.1(a) les conditions aux limites, à  $x = 0$  et  $x = l$ , sont :

$$T(0) = T_1 \quad \text{et} \quad T(l) = T_2 \quad (3.2)$$

Ainsi, le champ de température est donné par :

$$T(x) = (T_2 - T_1) \frac{x}{l} + T_1 \quad (3.3)$$

Ce résultat montre qu'effectivement dans un mur plan homogène, isotrope, avec une conductivité thermique constante, où la conduction de la chaleur est unidimensionnelle et stationnaire et lorsqu'il n'y a pas de sources internes de chaleur, la distribution de température est linéaire.

La théorie de la conduction de chaleur repose sur la loi de Fourier qui énonce le fait que le flux surfacique est proportionnel au gradient de température. De cette manière, en utilisant la loi de Fourier et en connaissant la distribution de température (3.3), la chaleur transférée par conduction est :

$$Q = -kS \frac{dT}{dx} = \frac{kS}{l} (T_1 - T_2) \quad (3.4)$$

Dans cette équation le flux de chaleur est aussi constant à travers le mur et donc indépendant de  $x$ .

L'équation de la conduction de la chaleur à l'intérieur du mur simple permet de montrer qu'il existe une analogie entre le flux de chaleur et le courant électrique. Soit un conducteur électrique de longueur  $l$ , de section constante  $S_c$ , et de résistivité électrique  $\rho_e$ , dont la résistance électrique est  $R = \rho_e l / S_c$ . Soumis à une différence de potentiel  $V_1 - V_2$ , il laisse passer un courant d'intensité  $I$  donnée par :

$$I = \frac{V_1 - V_2}{R} = \frac{V_1 - V_2}{\frac{\rho_e l}{S_c}} \quad (3.5)$$

Cette formule est analogue à celle donnant la chaleur  $Q$  dans le mur si (3.4) est écrite sous la forme :

$$Q = \frac{T_1 - T_2}{R_{cond}} = \frac{T_1 - T_2}{\frac{l}{kS}} \quad (3.6)$$

Ceci conduit à établir une correspondance entre les tensions électriques et les températures, les intensités électriques et les flux thermiques, les résistances électriques et les résistances thermiques.

Les résistances électriques étant associées à la conduction de l'électricité, les résistances thermiques peuvent être associées à la conduction de chaleur. Il apparaît ainsi le concept de résistance thermique de conduction ou résistance du milieu qui, pour le cas du mur plan simple, a l'expression :

$$R_{cond} = \frac{l}{kS} \quad (3.7)$$

### Résistance thermique de convection

L'analogie électrique peut aussi être associée à la chaleur transmise par convection entre les surfaces du mur et les fluides externes. Pour ceci, il faut déterminer la chaleur transférée par ces deux fluides sur les faces du mur.

De manière générale, la chaleur transmise entre un fluide et une surface solide en contact avec lui est donnée par la loi de Newton, qui établit la relation donnant le flux thermique transféré à la surface du volume étudiée vers le milieu environnant :

$$Q = hS(T_f - T_s) \quad (3.8)$$

où  $T_f$  est la température du fluide,  $T_s$  est la température de la surface du solide et  $h$  est le coefficient de transfert par convection. La chute de température  $T_f - T_s$  (si  $T_f > T_s$ ) a lieu dans une zone très étroite adjacente au mur, où se manifeste une modification essentielle du champ de température appelée couche limite thermique.

Si la relation (3.8) est écrite sous la forme :

$$Q = \frac{T_f - T_s}{\frac{1}{hS}} \quad (3.9)$$

en faisant appel à l'analogie électrique, nous déduisons :

$$R_{conv} = \frac{1}{hS} \quad (3.10)$$

Cette relation représente la résistance imposée par la couche limite du fluide au passage de la chaleur et s'appelle résistance thermique de convection ou résistance superficielle.

En appliquant l'analogie électrique dans le cas particulier du mur simple en contact avec deux fluides, il est donc possible d'établir son modèle électrique équivalent.

### Modèle électrique équivalent

Afin d'élaborer le modèle électrique équivalent du cas étudié, il faut établir la relation entre chacun des éléments intervenant dans l'analogie électrique : les températures, la chaleur, et les résistances thermiques.

En régime stationnaire et en l'absence de sources internes de chaleur dans le mur, la chaleur se conserve, c'est-à-dire que la chaleur cédée par le fluide chaud sur le mur, celle traversant le mur et celle reçue par le fluide froid sont égales :

$$Q = \frac{T_{f1} - T_1}{\frac{1}{h_1 S}} = \frac{T_1 - T_2}{\frac{l}{kS}} = \frac{T_2 - T_{f2}}{\frac{1}{h_2 S}} \quad (3.11)$$

À partir de ceci, la chaleur transférée entre les deux fluides en fonction de la différence totale de température,  $T_{f1} - T_{f2}$ , est :

$$Q = \frac{T_{f1} - T_{f2}}{\frac{1}{h_1 S} + \frac{l}{kS} + \frac{1}{h_2 S}} \quad (3.12)$$

En utilisant la notation de la résistance thermique de conduction (3.7) et celle de la résistance thermique de convection (3.10), et étant donné que les trois milieux (fluide chaud - mur - fluide froid) sont en série, les résistances de convection et conduction sont aussi en série et peuvent être additionnées. La résistance totale,  $R_{tot}$ , de l'ensemble est donc :

$$R_{tot} = \frac{1}{h_1 S} + \frac{l}{kS} + \frac{1}{h_2 S} \quad (3.13)$$

Le schéma électrique statique équivalent du mur simple en figure 3.1(b), page 87, est donc représenté par un circuit ayant trois résistances en série :

- $R_{conv1} = 1/(h_1 S)$ , la résistance thermique superficielle au transfert de la chaleur entre le fluide chaud et la surface du mur ;
- $R_{cond} = l/(kS)$ , la résistance thermique du milieu au transfert de la chaleur par conduction à travers le mur ;
- $R_{conv2} = 1/(h_2 S)$ , la résistance thermique superficielle au transfert de la chaleur entre la surface du mur et le fluide froid.

L'étude thermique d'un mur simple en contact avec deux fluides a permis d'observer l'analogie entre les phénomènes électriques et les phénomènes thermiques ainsi que les expressions des résistances thermiques de conduction et de convection. En associant en série et/ou en parallèle ces résistances, des schémas électriques statiques équivalents des systèmes plus complexes parviennent à être établis.

### 3.1.2 Construction des circuits électriques équivalents

Dans cette section nous montrerons en premier lieu la construction d'un circuit électrique statique équivalent à partir du montage en série des résistances thermiques. Pour ceci nous prendrons le cas d'un mur multicouches. En deuxième lieu, nous construirons un circuit électrique statique équivalent utilisant des résistances thermiques en parallèle à partir du cas du mur composite.

Chaque structure de ces murs est constituée de plusieurs matériaux homogènes, isotropes, ayant une conductivité thermique constante, et des dimensions géométriques connues. Si le contact entre les différents matériaux ne sont pas parfaits, il faut également tenir compte des résistances de contact entre eux, lesquelles seront traitées en dernière partie de cette section.

#### Montage en série

Afin d'obtenir le modèle électrique équivalent du nouveau système étudié et profitant des résultats obtenus lors de l'étude thermique du mur simple, les relations de la chaleur transférée par conduction dans ce nouveau système seront d'abord établies, puis les expressions des résistances thermiques intervenant dans son modèle analogue seront dégagées.

Considérons un mur tel que celui de la figure 3.2(a) composé de  $N$  couches homogènes et isotropes en contact parfait ayant des conductivités constantes  $k_A, k_B, \dots, k_N$  respectivement. L'épaisseur respective de chaque couche est  $l_A, l_B, \dots, l_N$ . Les faces extrêmes du mur multicouches sont en contact avec deux fluides à températures uniformes et constantes  $T_{f1}$  et  $T_{f2}$  ( $T_{f1} > T_{f2}$ ). Les coefficients de convection sur les deux faces extérieures sont respectivement  $h_1$  et  $h_2$ .

Sous les hypothèses de transfert thermique par conduction en régime stationnaire et en l'absence de sources internes de chaleur dans le mur, la chaleur transférée  $Q$  entre les deux fluides et qui traverse le mur se conserve. Ainsi, en faisant appel aux relations de transfert de la chaleur entre une surface et un fluide (3.9) et de la conduction à travers un mur (3.6), nous pouvons écrire :

$$Q = \frac{T_{f1} - T_A}{\frac{1}{h_1 S}} = \frac{T_A - T_B}{\frac{l_A}{k_A S}} = \frac{T_B - T_C}{\frac{l_B}{k_B S}} = \dots = \frac{T_N - T_{N+1}}{\frac{l_N}{k_N S}} = \frac{T_{N+1} - T_{f2}}{\frac{1}{h_2 S}} \quad (3.14)$$



Cette relation permet d'avoir, par sommation, l'expression finale de la chaleur  $Q$  en fonction de la différence de température totale  $T_{f1} - T_{f2}$  :

$$Q = \frac{T_{f1} - T_{f2}}{\frac{1}{h_1 S} + \frac{l_A}{k_A S} + \frac{l_B}{k_B S} + \dots + \frac{l_N}{k_N S} + \frac{1}{h_2 S}} \quad (3.15)$$

La résistance thermique totale  $R_{tot}$  du mur multicouches en contact avec les deux fluides peut alors être déduite :

$$R_{tot} = \frac{1}{h_1 S} + \frac{l_A}{k_A S} + \frac{l_B}{k_B S} + \dots + \frac{l_N}{k_N S} + \frac{1}{h_2 S} \quad (3.16)$$

Le schéma électrique équivalent, illustré en figure 3.2(b), est donc constitué de l'association en série de :

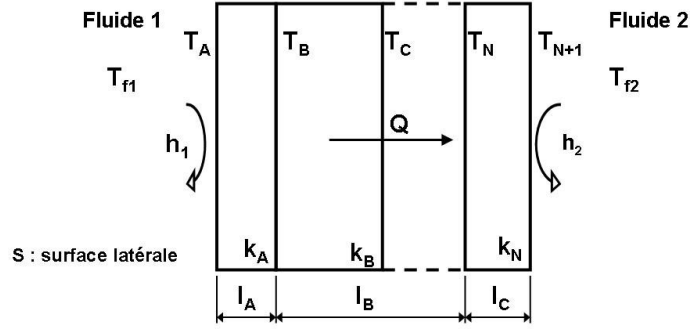
- deux résistances superficielles  $1/(h_1 S)$  et  $1/(h_2 S)$  relatives respectivement au transfert de la chaleur entre le fluide chaud et une surface extrême du mur, et entre le fluide froid et l'autre face extrême du mur ;
- $N$  résistances thermiques de conduction  $l_A/(k_A S)$ ,  $l_B/(k_B S)$ , ...,  $l_N/(k_N S)$  correspondantes aux  $N$  couches du mur.

Ainsi, chacune des structures composant un système dont la conduction de la chaleur est stationnaire et unidimensionnelle peut être analysée séparément à l'aide de l'analogie électrique, puis interconnectée en série avec les autres. La construction d'un circuit électrique équivalent comprenant des résistances thermiques en parallèle est étudié dans ce qui suit.

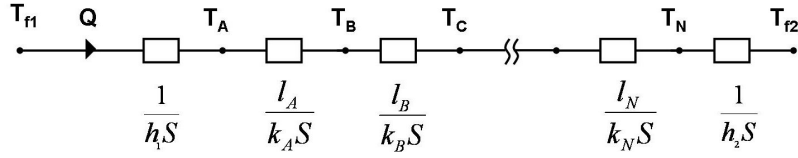
### Montage en parallèle

Dans la plupart des applications pratiques, les corps n'ont pas de géométries aussi simples. Du point de vue du transfert thermique, ils peuvent être traités en les décomposant en structures auxquelles des résistances thermiques propres leur sont attachées et en les associant dans un schéma électrique équivalent commun. Ceci peut être fait même si dans la plupart de ces cas le problème thermique n'est pas monodimensionnel. Si les variations de la température dans deux directions de l'espace sont beaucoup plus petites que dans la troisième direction, le problème peut être considéré comme quasi unidimensionnel et traité analytiquement comme tel. En le traitant ainsi, une modélisation conduisant à des résultats assez précis peut être faite. En général, dans ce cas les circuits électriques équivalents correspondants connectent plusieurs résistances électriques en parallèle comme dans l'exemple du mur composite traité dans cette partie.

Soit une portion d'un mur composite de largeur  $L$  perpendiculaire à l'épaisseur  $e_1 + e_2 + e_3$  et de hauteur  $l = l_1 + l_2 + l_3$ , comme celle en figure 3.3(a).



(a) Problème thermique.



(b) Schéma électrique équivalent.

FIG. 3.2 – Mur multicouches.

En supposant le transfert thermique unidirectionnel en régime stationnaire et sans sources internes de chaleur dans le mur, l'analyse thermique permet d'écrire :

$$\begin{aligned}
 Q &= \frac{T_{f1} - T_1}{\frac{1}{h_1 l L}} = \frac{T_1 - T_2}{\frac{e_1}{k_1 l L}} = \frac{T_2 - T_3}{\frac{e_2}{k_2 l_1 L}} + \frac{T_2 - T_3}{\frac{e_2}{k_1 l_2 L}} + \frac{T_2 - T_3}{\frac{e_2}{k_2 l_3 L}} = \frac{T_3 - T_4}{\frac{e_3}{k_1 l L}} = \frac{T_4 - T_{f2}}{\frac{1}{h_2 l L}} \\
 &= \frac{T_{f1} - T_1}{\frac{1}{h_1 l L}} = \frac{T_1 - T_2}{\frac{e_1}{k_1 l L}} = \frac{T_2 - T_3}{\frac{\frac{1}{\frac{e_2}{k_2 l_1 L}} + \frac{1}{\frac{e_2}{k_1 l_2 L}} + \frac{1}{\frac{e_2}{k_2 l_3 L}}}} = \frac{T_3 - T_4}{\frac{e_3}{k_1 l L}} = \frac{T_4 - T_{f2}}{\frac{1}{h_2 l L}} \quad (3.17)
 \end{aligned}$$

Alors, par sommation, la chaleur  $Q$  en fonction de la différence des température des fluides externes  $T_{f1} - T_{f2}$  est :

$$Q = \frac{T_{f1} - T_{f2}}{\frac{1}{h_1 l L} + \frac{e_1}{k_1 l L} + \frac{1}{\frac{1}{\frac{e_2}{k_2 l_1 L}} + \frac{1}{\frac{e_2}{k_1 l_2 L}} + \frac{1}{\frac{e_2}{k_2 l_3 L}}} + \frac{e_3}{k_1 l L} + \frac{1}{h_2 l L}} \quad (3.18)$$

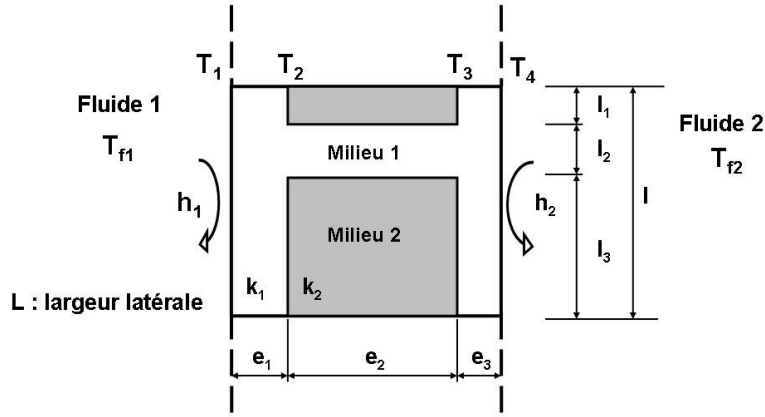
Ainsi, la résistance thermique totale peut être déduite :

$$R_{tot} = R_1 + R_2 + \frac{1}{\frac{1}{R_3} + \frac{1}{R_4} + \frac{1}{R_5}} + R_6 + R_7 \quad (3.19)$$

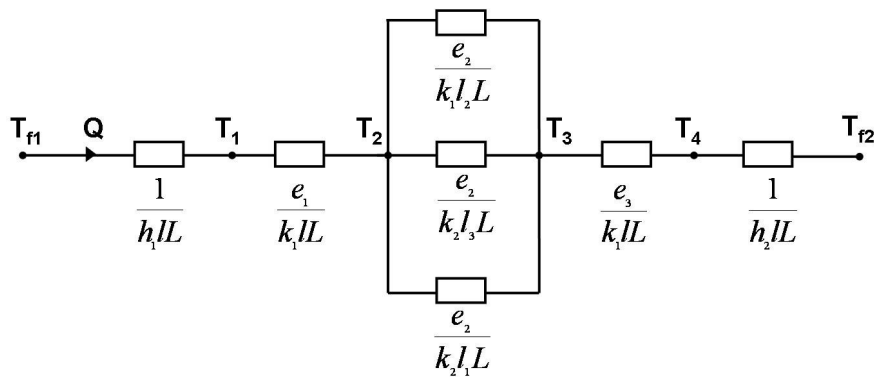
avec :

$$R_1 = \frac{1}{h_1 l L}; R_2 = \frac{e_1}{k_1 l L}; R_3 = \frac{e_2}{k_2 l_1 L}; R_4 = \frac{e_2}{k_1 l_2 L}; R_5 = \frac{e_2}{k_2 l_3 L}; R_6 = \frac{e_3}{k_1 l L}; R_7 = \frac{1}{h_2 l L} \quad (3.20)$$

Les résistances  $R_1$  et  $R_7$  sont des résistances thermiques de convection, tandis que  $R_2, R_3, R_4, R_5$  et  $R_6$  sont des résistances thermiques de conduction. Quand le mur fait intervenir plusieurs milieux dans le sens perpendiculaire au transfert de la chaleur, les résistances thermiques correspondantes à ces milieux s'associent en parallèle. De cette manière, le modèle électrique équivalent du mur composite est celui en figure 3.3(b).



(a) Problème thermique.



(b) Schéma électrique équivalent.

FIG. 3.3 – Mur composite.

Les schémas électriques équivalents des systèmes complexes incluent donc l'association des résistances en série ou en parallèle selon la composition de la structure du système.

Non considérés jusqu'à présent, il y a des nombreux cas de transfert thermique ayant lieu à travers plusieurs couches successives de matériaux solides différents ayant un contact qui n'est pas parfait. Ceci contraint à la prise en compte des résistances de contact.

### Résistance de contact

La zone de contact entre deux matériaux présente une discontinuité dans la structure du système et se traduit par l'apparition d'une résistance thermique de contact ou simplement résistance de contact. Elle produit une chute de température supplémentaire dans le transfert thermique de la zone de contact. Dans certaines situations cette résistance est petite et peut être négligée. Dans d'autres cas, surtout quand des flux thermiques surfaciques élevés sont imposés, ces résistances de contact gagnent en importance et ne peuvent plus être négligées.

Le transfert thermique dans la zone de contact entre deux surfaces solides est le résultat d'un mécanisme complexe constitué par :

- la conduction par les points de contact réels entre les solides,
- la conduction par le fluide existant dans les interstices,
- l'éventuelle convection dans le fluide qui remplit les interstices,
- le rayonnement dans les interstices.

Les deux derniers phénomènes interviennent dans une proportion réduite et peuvent en général être négligés [17]. En effet, les interstices sont très petits, limitant le mouvement du fluide et donc la convection. En plus, l'existence d'une faible différence de température entre les deux surfaces conduit à un transfert radiatif peu important. Ainsi, les contributions principales à la résistance de contact sont apportées par les deux premiers phénomènes.

La résistance thermique de contact est une fonction complexe des conductivités thermiques des matériaux en contact, du degré de finition des surfaces, de leurs densités, de la pression de contact, de la température moyenne du contact, de la valeur du flux thermique transféré, etc. [17]. Du fait de cette grande diversité de situations dans les applications pratiques il n'y a pas de relation générale satisfaisante. Dans nos analyses, elle sera dans la suite négligée.

Une fois étudiés les paramètres du système électrique analogue au système thermique dans le cas statique, nous allons à présent considérer le terme de capacité thermique qui apparaît lors des problèmes thermiques non stationnaires.

### 3.1.3 Expression de la capacité thermique

Cette section a pour but de définir l'expression de la capacité thermique  $C_{th}$ . Pour ceci, nous analysons le comportement thermique d'un objet immergé dans un bain à température constante.

L'élément de volume  $V$  délimité par une surface fermée  $S$ , de masse volumique  $\rho$ , de chaleur spécifique  $C_p$ , de conductivité thermique  $k$  constante, et initialement à la température uniforme  $T_0$ , est plongé à l'instant  $t = t_0$  dans un fluide à la température  $T_e$  selon l'illustration en figure 3.4(a). Le coefficient de convection  $h$  entre l'objet considéré et le milieu ambiant est supposé constant le long de la frontière  $S$  et au cours du temps  $t$ .

En l'absence de source thermique interne, son champ de température varie de la température  $T = T_0$  à l'instant  $t = t_0$  à la température uniforme  $T = T_e$  au bout d'un temps suffisamment long. Nous considérons que la résistance principale étant en surface, la conduction va assurer un gradient de température faible au cœur de l'objet et important près de la surface [108]. Le champ de température dans le corps peut donc, à chaque instant, être considéré comme uniforme dans le solide et  $T = T(t)$ .

Dans ces conditions, le bilan de température sur ce solide s'écrit :

$$\rho C_p V \frac{dT}{dt} = -hS(T - T_e) \quad (3.21)$$

Ce bilan traduit le fait que l'énergie perdue (ou gagnée) au cours du temps par le solide de volume  $V$  est égale à l'énergie échangée par la surface  $S$  à chaque instant.

En notant  $T(p)$  et  $T_e(p)$  les transformées de Laplace de  $T(t)$  et  $T_e$  respectivement, et en faisant appel à l'expression de la résistance thermique par convection (3.10), la solution de (3.21) est :

$$\frac{T(p)}{T_e(p)} = \frac{1}{1 + pR_{conv}\rho C_p V} \quad (3.22)$$

La transmittance exprimée en (3.22) est analogue à celle d'un circuit électrique RC, ce qui permet d'étendre l'analogie électrique au cas dynamique. Ainsi, par déduction, la capacité thermique s'écrit :

$$C_{th} = \rho C_p V \quad (3.23)$$

La capacité thermique mesure l'aptitude du matériel à stocker l'énergie thermique.

Le groupement  $R_{conv}C_{th}$ , homogène à un temps, est appelé temps de capacité. Il caractérise la décroissance exponentielle du champ de température, c'est-à-dire l'inertie thermique de l'objet considéré.

Le modèle électrique équivalent du système analysé est donc celui en figure 3.4(b).

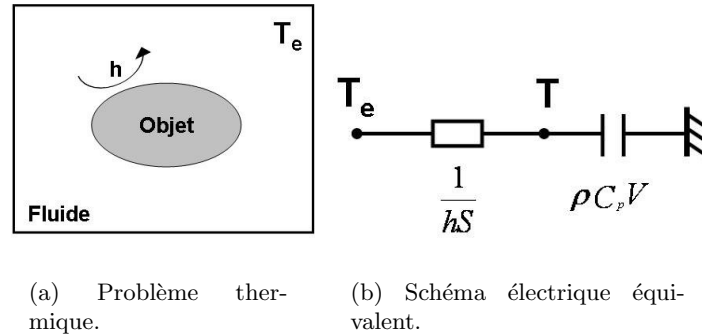


FIG. 3.4 – Objet immergé dans un bain à température constante.

### 3.1.4 Résumé de l'analogie électrique

Les équivalences courantes entre les systèmes électriques et les systèmes thermiques sont récapitulées dans le tableau 3.1. Elles ont été prises en compte dans le développement des modèles électriques équivalents de la structure élanée en 3D, analysée dans la section 3.3 et du micropreñenseur que nous proposons. Le modèle électrique équivalent du micromanipulateur immergé par changement de phase sera présenté dans le chapitre 4.

TAB. 3.1 – Analogie thermique-électrique.

Système thermique	Système électrique équivalent
Flux de chaleur $Q$	Courant électrique $i$
Différence de températures $\Delta T$	Différence de potentiel $\Delta V$
Impédance thermique $Z_{th}$	Impédance électrique $Z$
Résistance thermique $R_{th}$	Résistance électrique $R$
Capacité thermique $C_{th}$	Capacité électrique $C$

L'analogie électrique a été utilisée en plusieurs occasions dans les microsystemes. Par exemple, Borovic *et al.* utilisent un modèle électrique équivalent et un modèle mécanique pour simuler le comportement et les caractéristiques d'une structure flexible actionnée de manière électrique [19]. Ces modèles sont également appliqués pour établir un système de commande en boucle fermée qui assure les performances du système. Dans [47, 144], les auteurs utilisent l'analogie électrique pour simuler le comportement dynamique de microtransformateurs de puissance.

Dans la section suivante nous présenterons plusieurs applications de la thermique dans des systèmes micromécatroniques, particulièrement en ce qui concerne les micro-actionneurs thermiques.

## 3.2 Les micro-actionneurs thermiques

La thermique est l'un des domaines les plus utilisés dans les microsystemes. Elle est présente soit de manière inhérente au design du dispositif, soit associée à d'autres domaines tels que la mécanique, l'optique ou l'électrique [98, 102, 133]. L'utilisation des phénomènes thermiques montre davantage d'efficacité à l'échelle microscopique qu'à l'échelle macroscopique, car les variations de température sont plus rapides pour les faibles volumes.

De nombreux dispositifs micro-électromécaniques (MEMS) sont basés sur les effets thermiques. Il apparaît ainsi un besoin commun de prédire la distribution de température dans le dispositif afin de gérer les phénomènes thermiques présents. La maîtrise des phénomènes thermiques est donc devenue une partie cruciale dans la conception de ces dispositifs. Ceci permet de prédire leurs performances, fiabilité et rendement.

Une des premières applications des MEMS thermiques amplement commercialisée autour des années 1970 a été la fabrication des têtes d'impression par jet d'encre thermique [12]. Des applications plus récentes incluent les thermolentilles [149], les thermosondes [121, 140], les thermocapteurs et surtout les thermo-actionneurs dont les applications sont aussi très larges.

En ce qui concerne les thermocapteurs, ils sont en général sous la forme de microplaques chauffantes ou des films flexibles. Un microcapteur d'empreintes digitales dont le principe est fondé sur l'utilisation de microplaques chauffantes est décrit par Han *et al.* [66]. Grâce à la faible capacité thermique et à une isolation thermique efficace, la résistance des plaques chauffantes montre une haute sensibilité et un temps de réponse très court. Quand l'empreinte digitale est en contact avec la surface du capteur, les zones en contact sont clairement reconnues par la différence de température (résistance) dans les plaques.

Un autre microcapteur à base des plaques chauffantes pour des applications chimiques a démontré aussi son efficacité avec un temps de réponse rapide et une consommation 30 fois inférieure aux capteurs similaires trouvés sur le marché [154].

Les thermocapteurs sont couramment utilisés aussi en microfluidique. Ils présentent différentes configurations. Par exemple, Tan *et al.* ont développé un capteur circulaire flexible qui s'introduit dans le microtube et dont la résistance varie linéairement en fonction des changements de température [147]. Le dispositif présenté par Kim *et al.* consiste quant à lui en deux thermocouples plats [85].

Les micro-actionneurs thermiques génèrent un mouvement mécanique provoqué par les propriétés d'expansion thermique de leur matériaux, lesquels sont soumis à des variations de température généralement causées par un signal électrique. De ce fait, leur géométrie est fondamentale pour leur fonctionnement. Les trois configurations typiques (bilames, en U et en V) seront décrites dans les sections suivantes.

Les micro-actionneurs thermiques sont largement utilisés par divers microsystemes : les micropinces [29, 33, 110, 114, 162], les micromoteurs [42], les microrobots [124], les

micromiroirs [80] ou les microlentilles [99], etc. Ils ont des applications directes dans la mécanique, l'électrique, l'électronique, l'optique ou le biomédical.

Les actionneurs électriques présentent d'importants avantages face aux actionneurs électrostatiques, magnétiques ou piézoélectriques. En effet, ils sont relativement faciles à réaliser en utilisant les technologies de microfabrication, présentent une bonne fiabilité, produisent une très grande force par rapport à leur dimensions et une grande densité d'énergie avec des tensions électriques relativement faibles.

Par comparaison, les actionneurs électrostatiques requièrent de grandes différences de potentiel et grandes surfaces, produisant de très faibles forces, tandis que les actionneurs magnétiques demandent de matériaux très particuliers [139]. Même les micro-actionneurs piézoélectriques fabriqués avec des films piézoélectriques à haute performance tels que les PZT peuvent fournir seulement une fraction de la densité d'énergie dispensée par les dispositifs thermoélectriques. Pour des configurations typiques, l'actionnement thermoélectrique fournit une ou deux fois plus de densité d'énergie que l'actionnement piézoélectrique, et quatre fois plus que l'actionnement électrostatique [42]. Le principal désavantage des actionneurs thermiques est leur faible dynamique.

Par ailleurs, la conception et les méthodes de fabrication des micro-actionneurs thermiques sont toujours en développement afin d'améliorer leurs performances. Les techniques traditionnelles de microfabrication sont les plus courantes [80, 98, 99, 127], ainsi que le micro-usinage par laser [162]. Une nouvelle technique de fabrication proposée par Tsai *et al.* introduit des nanodiamants dans une matrice de nickel [150]. Les différentes poutres de 50  $\mu\text{m}$  de largeur, 6  $\mu\text{m}$  d'épaisseur et de longueurs comprises entre 150 et 450  $\mu\text{m}$  qui ont été fabriquées et testées, ont démontré une réduction de 73% d'énergie par rapport aux poutres constituées uniquement de nickel.

### 3.2.1 Micro-actionneurs thermiques bimorphes

Les bimorphes thermiques sont formés de deux couches de matériaux dont le coefficient d'expansion thermique est différent. Quand ils sont chauffés à la même température, l'un des matériaux se dilate plus que l'autre, ce qui entraîne une flexion de la structure. Cette expansion étant isotropique, la longueur de l'actionneur est choisie suffisamment grande devant la largeur (un rapport dix par exemple [124]) pour que la flexion ne soit pas contrariée par de déformations latérales.

Les micro-actionneurs bilames thermiques présentent de grandes amplitudes de déplacement face aux deux autres géométries (U et V, voir sections suivantes) [127]. A titre d'exemple, des travaux menés au sein du LAB ont permis la réalisation d'un micro-robot à pattes, schématisé en figure 3.5 [124]. Les micropattes sont actionnées par deux bilames thermiques (en SU-8 sur Si) dont les dimensions sont de 100  $\mu\text{m}$  en largeur, 40  $\mu\text{m}$  en épaisseur et 2 mm en longueur. Chaque bilame fonctionne en opposition l'une par rapport à l'autre, procurant deux degrés de liberté et une ample déflexion de l'ordre de 160  $\mu\text{m}$ . Le microrobot comporte six micropattes et ses dimensions hors tout sont de 3,5 mm de long, 6 mm de large et 0,5 mm de haut.

Un autre micro-actionneur à grand déplacement vertical (LVD) composé de plusieurs structures bimorphes (dioxyde de silicium/aluminium enrobé de polysilicium thermique)



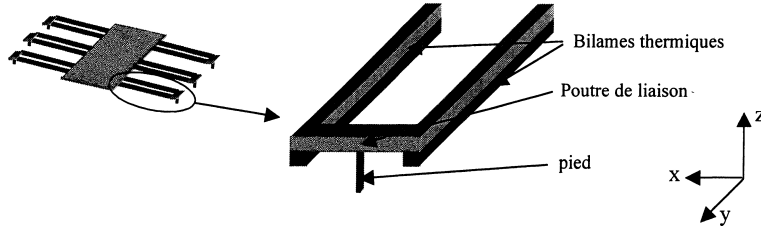


FIG. 3.5 – Schéma de la structure du microrobot à pattes développé au LAB [124].

permet l'actionnement bi-directionnel d'un micromiroir [80]. Chaque bilame a pour dimensions  $10\ \mu\text{m}$  de largeur,  $2\ \mu\text{m}$  d'épaisseur et  $200\ \mu\text{m}$  de longueur. Le déplacement maximal atteint par le micromiroir est de  $0,2\ \text{mm}$ . Les scanners à base de micromiroirs comme celui-ci ont comme principales applications les écrans optiques, l'imagerie biomédical ou les interrupteurs optiques, entre autres.

Chan et Li présentent un cas particulier : un micro-actionneur thermique trimorphe parylène C-platine-parylène C, illustré en figure 3.6 [29]. L'actionnement est induit par deux méthodes : (i) en appliquant un courant électrique à la couche de platine, (ii) en modifiant la température du liquide environnant. Dans le premier cas, une flexion maximale de  $90^\circ$  a été atteinte en appliquant  $3\ \text{V}$  et  $33\ \text{mA}$ . Dans le deuxième cas, la température de l'eau a été augmentée de  $23^\circ\text{C}$  à  $60^\circ\text{C}$  en 4 minutes à l'aide d'une plaque chauffante. Les dimensions de l'actionneur sont  $0,6 \times 100 \times 2000\ \mu\text{m}^3$ .

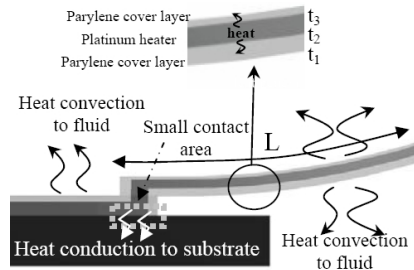


FIG. 3.6 – Schéma du micro-actionneur thermique trimorphe développé par Chan et Li [29] (The Chinese University of Hong Kong, Hong Kong).

Un désavantage de ce type d'actionneur est la non-linéarité du mouvement fourni. En outre, le mouvement est hors plan. Les deux configurations suivantes, en U et en V, permettent de créer des mouvements linéaires dans le plan de l'actionnement.

### 3.2.2 Micro-actionneurs thermiques en U

Un micro-actionneur thermique en U, schématisé en figure 3.7, est constitué de deux bras asymétriques parallèles connectés entre eux par l'une de leurs extrémités. Un des deux bras est long et fin, tandis que l'autre a une section plus importante. La différence de largeur entraîne une résistance électrique différente dans chaque bras. Ainsi, quand un

courant traverse l'actionneur, le bras fin reçoit une densité de courant plus importante, s'échauffe donc davantage, et génère ainsi une expansion thermique plus élevée que celle de l'autre bras. Par conséquent, la structure fléchit dans le plan.

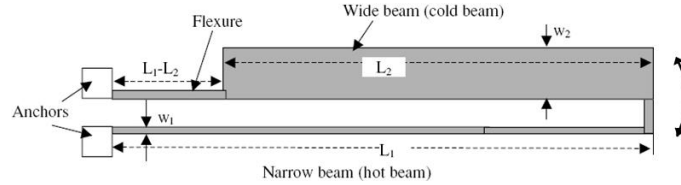


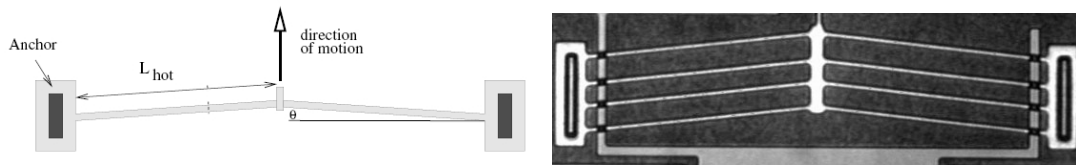
FIG. 3.7 – Schéma d'un micro-actionneur thermique en U (vue de dessus) [100].

Un exemple de micro-actionneur thermique en U a été développé par Chronis et Lee [33]. Il est fabriqué en SU-8 avec une fine couche de Cr/Au pour répondre aux besoins de biocompatibilité. En effet, la micropinçe dont il est l'actionneur sert à manipuler des cellules biologiques entre  $8\text{ }\mu\text{m}$  et  $10\text{ }\mu\text{m}$  de diamètre.

D'autres micro-actionneurs thermiques en U développés dans l'intérêt d'améliorer les performances de cette configuration sont présentés dans [71, 100, 112, 150, 161].

### 3.2.3 Micro-actionneurs thermiques en V ou chevron

Dans la configuration en V ou de type chevron [71, 134, 139], illustrée en figure 3.8(a), le micro-actionneur est composé de deux longs bras fins en angle l'un par rapport à l'autre. La flexion est produite par l'expansion thermique des deux bras. Comparés aux actionneurs en U, les actionneurs en V sont plus efficaces et produisent une force plus importante car l'expansion des deux bras est symétrique. Cependant, ils génèrent une flexion plus petite. Pour cette raison, ils sont souvent disposés en cascade, comme celui présenté en figure 3.8(b), voire en 3D [146].



(a) Schéma d'une structure simple.

(b) Structure en cascade.

FIG. 3.8 – Micro-actionneur thermique en V ou chevron (vue de dessus) [71].

Dans la micropinçe électrostatique présentée par Lee *et al.*, le mécanisme de dépose du micro-objet est actionné thermiquement par deux actionneurs de type chevron en cascade [98]. Plusieurs géométries ont été testées : lorsque l'épaisseur des bras diminue de  $40\text{ }\mu\text{m}$  à  $20\text{ }\mu\text{m}$ , le déplacement libre passe de  $7,5\text{ }\mu\text{m}$  à  $23\text{ }\mu\text{m}$ . Les micro-objets manipulés sont des billes de verre de  $170\text{ }\mu\text{m}$ .

Une micropince entièrement à actionnement électrothermique ayant une structure beaucoup plus complexe a été développée par Zeman *et al.* [162]. Elle est illustrée en figure 3.9. Elle permet de manipuler des objets de taille caractéristique inférieure à  $150\ \mu\text{m}$ . Le système de micro-actionnement est composé de deux structures identiques en parallèle comprenant chacune 7 actionneurs de type chevron de  $10\ \mu\text{m}$  de largeur et  $1060\ \mu\text{m}$  de longueur en cascade, permettant un déplacement maximal de  $47,5\ \mu\text{m}$ . Chaque micro-actionneur a été fabriqué dans une feuille de nickel de  $25\ \mu\text{m}$  d'épaisseur.

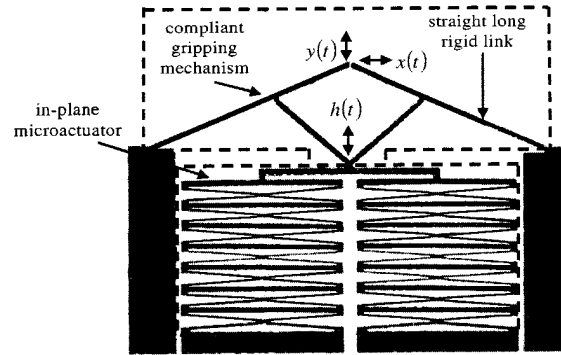


FIG. 3.9 – Micro-actionneurs thermiques en cascade et en parallèle développés par Zeman *et al.* [162] (University of Western Ontario, Canada).

Les dispositifs présentés ci-dessus sont des exemples de l'importance de la thermique et par conséquent de l'étude des phénomènes thermiques dans les microsystèmes. Il apparaît également de manière claire que la géométrie récurrente dans tous les actionneurs est celle d'une structure élancée dont la longueur est prédominante face aux deux autres dimensions. Ainsi, dans la section suivante, nous effectuerons l'analyse thermique d'une barre élancée et nous développerons son modèle électrique équivalent.

### 3.3 Modélisation thermoélectrique d'une structure élancée

Les structures de type élancé apparaissent quelle que soit la configuration du micro-actionneur : multimorphe, en U, ou en V. Le radiateur du MicroPelt utilisé dans notre système de micropréhension peut aussi être ramené à cette géométrie dans une première approche. Nous proposons d'appliquer les principes de l'analogie électrique au développement d'un modèle électrique équivalent d'une barre élancée générique. Il est à noter que cette modélisation dépasse notre simple cadre d'étude et présente un intérêt beaucoup plus général pour la modélisation des micro-actionneurs thermiques.

La démarche suivie lors de la modélisation thermoélectrique de la barre est la suivante :

1. déterminer de manière analytique le comportement dynamique de la structure élancée ;
2. résoudre l'équation régissant les échanges thermiques de la barre ;
3. développer des modèles électriques équivalents dynamique et statique grâce aux résultats de l'analyse précédente ;
4. déterminer le domaine de validité de ces deux modèles.

Le problème thermique associé à la barre élancée est schématisé sur la figure 3.10(a). Il s'agit d'une barre homogène et isotrope. Le flux de chaleur  $Q$  se propage entre les deux faces latérales<sup>1</sup> (2) et (3) aux températures  $T_2$  et  $T_3$  respectivement. En même temps, un flux de chaleur par convection  $Q_h$  a lieu entre toutes les autres surfaces et le fluide externe à la température  $T_{ext}$ . La longueur  $l$ , la hauteur  $a$  et la largeur  $b$  de la barre sont également définies sur la figure. Nous supposons  $l \gg a$  et  $l \gg b$ .

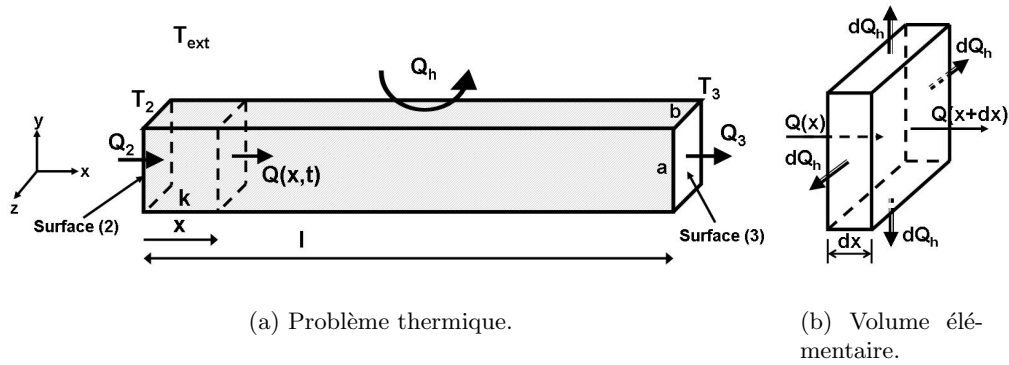


FIG. 3.10 – Structure élancée étudiée.

### 3.3.1 Analyse thermique dynamique

L'objectif de cette partie est de déterminer la distribution de température au cours du temps dans la barre élancée en figure 3.10. Pour ceci, l'approche standard de résolution de problèmes thermiques est utilisée :

- définir un volume élémentaire de l'objet étudié,
- établir sa balance énergétique,
- déterminer l'équation de la chaleur en identifiant les différents transferts de chaleur qui ont lieu.

<sup>1</sup>Le choix des indices (2) et (3) pour définir les deux faces a été effectué de façon à ce qu'ils ne soient pas modifiés lors de l'application du modèle au système de préhension proposé.

Nous considérons que la barre ne possède pas de sources internes de chaleur, que le rayonnement thermique est négligeable et que le coefficient de transfert thermique par convection  $h$  est uniforme sur toute la surface. De plus, les propriétés physiques de la barre telles que la conductivité thermique  $k$ , la chaleur massique à pression constante  $C_p$  et la masse volumique  $\rho$ , sont aussi considérées constantes.

La quantité d'énergie dégagée par convection à n'importe quel point de la surface de la barre doit être compensée par la quantité d'énergie à ce même point due à la conduction transversale de la barre  $(y, z)$ . Cependant, étant donné que  $l$  est beaucoup plus grande que  $a$  et  $b$ , la variation de température dans la direction longitudinale  $x$  est beaucoup plus importante que celle obtenue dans les directions transversales  $y$  et  $z$ . Par conséquent, nous faisons l'hypothèse que la conduction est monodimensionnelle suivant la direction  $x$ . Dans le cas d'un cylindre cette approximation est typiquement acceptable pour une proportion  $l/r > 10$ ,  $r$  étant le rayon du cylindre et  $l$  sa longueur [76].

L'analyse suivante permet de construire l'équation régissant les échanges thermiques dans la barre élançée.

Soit le volume élémentaire en figure 3.10(b). Son bilan d'énergie établit que le flux de chaleur entrant  $Q(x)$  est égal à la somme du flux de chaleur sortant  $Q(x + dx)$ , du flux de chaleur transmis par convection  $dQ_h$ , et du flux de chaleur stocké  $dQ_{stock}$  par le volume :

$$Q(x) = Q(x + dx) + dQ_h + dQ_{stock} \quad (3.24)$$

En utilisant la loi de Fourier, le flux de chaleur par conduction  $Q(x)$  est exprimé par :

$$Q(x) = -kS \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.25)$$

$S = ab$  étant la surface latérale normale à la direction  $x$ .

Le flux de chaleur par conduction  $Q(x + dx)$  est continu sur l'intervalle  $dx$ . Il peut donc s'écrire sous forme d'une série Taylor dont seuls les deux premiers termes sont retenus :

$$Q(x + dx) = Q(x) + \frac{\partial Q(x)}{\partial x} dx \quad (3.26)$$

En introduisant (3.25) dans l'équation précédente, le flux de chaleur par conduction à  $x + dx$  devient :

$$Q(x + dx) = Q(x) - kS \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} dx \quad (3.27)$$

Régi par la loi de Newton, le flux de chaleur transmis par convection  $dQ_h$  est :

$$dQ_h = hPdx(T - T_{ext}) \quad (3.28)$$

avec  $P = 2a + 2b$  désignant le périmètre de l'élément de volume.

Si le matériau ne subit pas un changement de phase, alors l'expression du flux de chaleur stocké  $dQ_{stock}$  est donnée par :

$$dQ_{stock} = \rho C_p S dx \frac{dT}{dt} \quad (3.29)$$

La substitution dans le bilan d'énergie de chacun de ces flux de chaleur intervenant dans le volume élémentaire permet d'obtenir l'équation de la chaleur de la barre. Ainsi, en substituant de (3.25) à (3.29) dans (3.24), l'équation de la chaleur de la barre s'écrit :

$$\alpha \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} - \sigma(T - T_{ext}) = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.30)$$

avec  $\alpha$  et  $\sigma$  définis par :

$$\alpha = \frac{k}{\rho C_p} \quad \text{et} \quad \sigma = \frac{hP}{\rho C_p S}$$

Cette équation régit l'évolution de la température  $T = T(x, t)$  en fonction de la direction  $x$  et le temps  $t$ .

La diffusivité thermique  $\alpha$  est une propriété physique de la barre qui mesure son aptitude à conduire une énergie thermique par rapport à son aptitude à stocker cette énergie ; tandis que le temps de capacité  $\tau = 1/\sigma$  caractérise l'inertie thermique de la barre, c'est-à-dire la résistance de la barre à modifier son champ de température.

Pour déterminer la distribution de température  $T = T(x, t)$ , il est nécessaire de résoudre l'équation de la chaleur (3.30) à l'aide des conditions d'unicité. Les conditions d'unicité englobent les conditions géométriques, physiques, initiales et aux limites de la barre :

- les conditions géométriques et physiques dépendent de la forme et du matériau de la barre. Elles sont résumées dans le tableau 3.2 ;
- les conditions initiales décrivent le champ de température dans la barre à l'instant initial  $t = 0$ , qui marque le début du processus ;
- les conditions aux limites caractérisent l'interaction de la barre avec son milieu extérieur.

L'équation de la chaleur (3.30) est une équation différentielle linéaire du second ordre en coordonnée spatiale  $x$  et du premier ordre en le temps  $t$ . Il faut donc, pour la résoudre, exprimer deux conditions aux limites pour la direction et une condition initiale pour le temps.

TAB. 3.2 – Paramètres caractéristiques de la barre élancée.

Paramètre	Description	Unité
Conditions géométriques		
$a$	hauteur	m
$b$	largeur	m
$l$	longueur	m
$S = ab$	surface latérale	m <sup>2</sup>
$P = 2a + 2b$	périmètre	m
Conditions physiques		
$k$	conductivité thermique	W/(m.K)
$h$	coefficient de convection	W/(m <sup>2</sup> .K)
$\rho$	densité	kg/m <sup>3</sup>
$C_p$	chaleur massique	J/(kg.K)
$\alpha = k/(\rho C_p)$	diffusivité thermique	m <sup>2</sup> /s
$\tau = 1/\sigma = \rho C_p S/(hP)$	temps de capacité	s

Dans notre cas, les conditions aux limites  $x = 0$  et  $x = l$  correspondent aux conditions de Neumann qui spécifient la connaissance des flux  $Q_2 = Q(0, t)$  et  $Q_3 = Q(l, t)$  dans les surfaces latérales de la barre à chaque instant  $t$ . En associant ces flux à la conduction de la chaleur dans la barre, les conditions aux limites s'écrivent :

$$Q_2 = Q(0, t) = -kS \frac{\partial T}{\partial x}(0, t) \quad (3.31)$$

$$Q_3 = Q(l, t) = -kS \frac{\partial T}{\partial x}(l, t) \quad (3.32)$$

La condition initiale choisie définit que la barre est à la température uniforme du milieu environnant  $T_{ext}$  à l'instant  $t = 0$ , d'où :

$$T(x, 0) = T_{ext} \quad (3.33)$$

Ainsi, considérant que les paramètres du tableau 3.2 et la température extérieure  $T_{ext}$  restent constants et connus, la distribution de température  $T = T(x, t)$  dans la barre peut être obtenue à partir de l'équation de la chaleur (3.30) et des conditions aux limites et initiale (3.31) à (3.33).

### 3.3.2 Résolution du problème thermique

La résolution de l'équation de la chaleur de la structure élanée (3.30) sera effectuée en faisant appel à la transformation de Laplace.

Notons  $\theta$  la transformée de Laplace de la température  $T(x, t)$  et  $\theta_{ext}$  la transformée de Laplace de la température extérieure  $T_{ext}$  :

$$\begin{aligned}\theta &= \theta(x, p) = \text{Laplace}[T(x, t)] \\ \theta_{ext} &= \text{Laplace}[T_{ext}] = \frac{T_{ext}}{p}\end{aligned}\quad (3.34)$$

En utilisant les propriétés de linéarité et de différentiation, nous appliquons la transformation de Laplace à l'équation de la chaleur (3.30) :

$$\frac{1}{q^2} \frac{d^2\theta}{dx^2} - \theta = -\theta_{ext} \quad (3.35)$$

avec :

$$q^2 = \frac{p + \sigma}{\alpha} \quad (3.36)$$

Le paramètre  $q$  dépend de la variable de Laplace  $p$ , et de  $\alpha$  et  $\sigma$  décrits dans le tableau 3.2.

Nous appliquons également la transformation de Laplace aux conditions aux limites (3.31) et (3.32) :

$$\phi_2 = \text{Laplace}[Q_2] = -kS \frac{d\theta}{dx}(0, p) \quad (3.37)$$

$$\phi_3 = \text{Laplace}[Q_3] = -kS \frac{d\theta}{dx}(l, p) \quad (3.38)$$

La solution générale de l'équation différentielle (3.35) est de la forme :

$$\theta(x, p) = A \cosh(qx) + B \sinh(qx) + \theta_{ext} \quad (3.39)$$

Les fonctions  $A = A(q)$  et  $B = B(q)$  sont calculées à l'aide des transformées de Laplace des conditions aux limites (3.37) et (3.38) :

$$A = \frac{\phi_2 \cosh(ql) - \phi_3}{kSq \sinh(ql)} \quad (3.40)$$

$$B = -\frac{\phi_2}{kSq} \quad (3.41)$$



En introduisant ces fonctions dans la solution générale (3.39), cette dernière devient :

$$\theta(x, p) = \frac{\phi_2 ch(ql) - \phi_3}{kSq sh(ql)} ch(qx) - \frac{\phi_2}{kSq} sh(qx) + \theta_{ext} \quad (3.42)$$

Cette équation représente la transformation de Laplace du champ de température unidirectionnel  $T(x, t)$  d'une barre élançée quelconque.

### 3.3.3 Modèle électrique équivalent dynamique

Le développement suivant mène à l'obtention du modèle électrique équivalent dynamique de la barre élançée décrite en figure 3.10. Pour aboutir à ce modèle, nous écrivons d'abord les transformées de Laplace des flux de chaleur dans les surfaces latérales,  $\phi_2$  et  $\phi_3$ , en fonction des transformées de Laplace des températures,  $\theta_2$  et  $\theta_3$ . Une fois les relations entre les températures et les flux de chaleur établies, nous pourrions déterminer les impédances thermiques d'après les principes de l'analogie électrique précédemment exposés. Ces impédances sont ensuite linéarisées afin de déterminer les équations régissant le modèle électrique équivalent de la barre élançée.

À partir de la distribution de température (3.42) nous calculons  $\theta_2 = \theta(0, p)$  et  $\theta_3 = \theta(l, p)$ . Les flux de chaleur  $\phi_2$  et  $\phi_3$  peuvent alors être déduits en combinant les expressions obtenues :

$$\phi_2 = -\frac{\theta_{ext} - \theta_2}{\frac{sh(ql)}{kSq(ch(ql)-1)}} + \frac{\theta_2 - \theta_3}{\frac{sh(ql)}{kSq}} \quad (3.43)$$

$$\phi_3 = -\frac{\theta_3 - \theta_{ext}}{\frac{sh(ql)}{kSq(ch(ql)-1)}} + \frac{\theta_2 - \theta_3}{\frac{sh(ql)}{kSq}} \quad (3.44)$$

Compte tenu des correspondances entre les grandeurs thermiques et les grandeurs électriques résumées dans le tableau 3.1, page 97, les impédances thermiques  $Z_1$  et  $Z_2$  sont déduites :

$$Z_1 = \frac{sh(ql)}{kSq} \quad (3.45)$$

$$Z_2 = \frac{sh(ql)}{kSq(ch(ql) - 1)} \quad (3.46)$$

Ces impédances n'étant pas sous la forme d'un polynôme en  $p$ , il n'est pas possible d'établir directement un schéma électrique équivalent. La linéarisation de ces impédances permettra par conséquent de connaître la forme du modèle électrique approché équivalent. Pour les linéariser, un développement limité lorsque  $(ql)$  tend vers 0 sur (3.45) et (3.46) est effectué.

En gardant les termes du développement limité jusqu'au premier ordre et en substituant  $q$  par son expression donnée en (3.36), les impédances linéarisées  $Z_{1lin}$  et  $Z_{2lin}$  s'écrivent :

$$Z_{1lin} = \frac{l}{kS} \quad (3.47)$$

$$Z_{2lin} = \frac{2}{hPl + \rho C_p Slp} \quad (3.48)$$

Par analogie avec les expressions usuelles (3.7), (3.10) et (3.23), la résistance thermique de conduction  $R_{c0}$ , la résistance thermique de convection  $R_{v0}$  et la capacité thermique  $C_{th0}$  sont définies respectivement par :

$$R_{c0} = \frac{l}{kS} \quad (3.49)$$

$$R_{v0} = \frac{2}{hPl} \quad (3.50)$$

$$C_{th0} = \frac{\rho C_p Sl}{2} \quad (3.51)$$

En substituant ces expressions dans les expressions des flux de chaleur (3.43) et (3.44),  $\phi_2$  et  $\phi_3$  peuvent à présent être écrits en fonction de  $R_{c0}$ ,  $R_{v0}$  et  $C_{th0}$  :

$$\phi_2 = -\frac{\theta_{ext} - \theta_2}{R_{v0}} - pC_{th0}(\theta_{ext} - \theta_2) + \frac{\theta_2 - \theta_3}{R_{c0}} \quad (3.52)$$

$$\phi_3 = -\frac{\theta_3 - \theta_{ext}}{R_{v0}} - pC_{th0}(\theta_3 - \theta_{ext}) + \frac{\theta_2 - \theta_3}{R_{c0}} \quad (3.53)$$

La transformation inverse de Laplace est appliquée à ces deux dernières équations afin d'obtenir la forme temporelle des flux de chaleur  $Q_2$  et  $Q_3$  :

$$Q_2 = -\frac{T_{ext} - T_2}{R_{v0}} + C_{th0} \frac{dT_2}{dt} + \frac{T_2 - T_3}{R_{c0}} \quad (3.54)$$

$$Q_3 = -\frac{T_3 - T_{ext}}{R_{v0}} - C_{th0} \frac{dT_3}{dt} + \frac{T_2 - T_3}{R_{c0}} \quad (3.55)$$

D'après ces équations, le modèle électrique équivalent de la barre élancée en figure 3.10 est établi. Il est représenté sur la figure 3.11.

Ce modèle est composé de deux résistances thermiques de convection  $R_{v0}$ , une résistance thermique de conduction  $R_{c0}$  et deux capacités thermiques  $C_{th0}$ . Il consiste en un modèle approché obtenu grâce à la linéarisation des impédances thermiques. Les conditions de validité de ce modèle seront étudiées à la section 3.3.5. Dans le cas statique, un modèle thermique peut être établi sans procéder à la linéarisation des impédances. Celui-ci est développé dans la partie suivante.

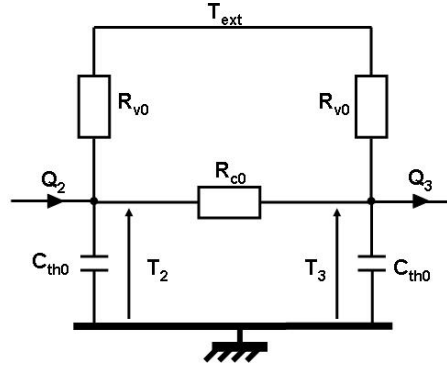


FIG. 3.11 – Modèle électrique équivalent dynamique de la barre élançée.

### 3.3.4 Modèle électrique équivalent statique

A partir de l'analyse dynamique précédente nous avons dégagé d'une part, le modèle électrique équivalent statique et d'autre part, les expressions des impédances thermiques correspondantes.

D'après le schéma électrique équivalent en figure 3.11, le modèle électrique de la barre élançée comprend des résistances thermiques de conduction et de convection et deux capacités thermiques. En statique, ces capacités n'interviennent plus. Ainsi, le modèle électrique équivalent statique devient celui en figure 3.12. Ce modèle ne prend en compte que les transferts de la chaleur par conduction et convection représentés respectivement par les résistances  $R_{co}$  et  $R_{v0}$ .

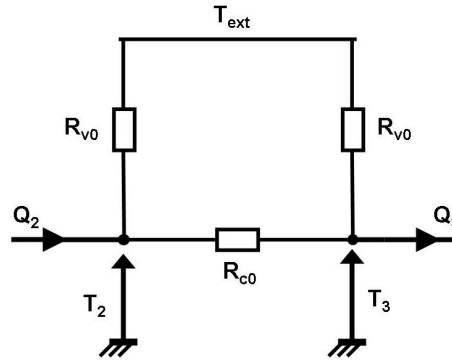


FIG. 3.12 – Schéma électrique équivalent statique de la barre élançée.

À partir des expressions des impédances thermiques dynamiques, nous calculons les impédances statiques en appliquant les conditions stationnaires de travail. Leur expression est basée sur la solution analytique du problème thermique étudié.

L'expression des impédances thermiques  $Z_1$  et  $Z_2$  respectivement dans (3.45) et (3.46) dépendent de  $q$ . Dans le cas statique  $p = 0$ . D'après (3.36),  $q$  devient alors :

$$q = \sqrt{\frac{\sigma}{\alpha}} \quad (3.56)$$

Nous définissons :

$$L^2 = \frac{1}{q_{st}^2} = \frac{\alpha}{\sigma} = \frac{kS}{hP} \quad (3.57)$$

Le nouveau paramètre  $L$  ne dépend ni de la densité  $\rho$ , ni de la chaleur massique  $C_p$ , présentes dans l'expression de la capacité thermique  $C_{th0}$  (3.51).

En introduisant le paramètre  $L$  dans (3.45) et (3.46), nous obtenons enfin les impédances thermiques statiques,  $Z_{1st}$  et  $Z_{2st}$  :

$$Z_{1st} = \frac{Lsh(l/L)}{kS} \quad (3.58)$$

$$Z_{2st} = \frac{Lsh(l/L)}{kS(1 - ch(l/L))} \quad (3.59)$$

Ces deux expressions représentent les expressions analytiques (non linéarisées) des impédances thermiques statiques de la barre élanée.

Il est possible de vérifier aisément qu'en linéarisant  $Z_{1st}$  et  $Z_{2st}$ , les expressions précédemment calculées des résistances thermiques, respectivement  $R_{c0}$  et  $R_{v0}$ , sont obtenues (voir (3.49) et (3.50)).

À l'aide de (3.58) et (3.59) et du schéma électrique en figure 3.12, l'écriture analytique des flux de chaleur statiques à  $x = 0$  et  $x = l$  est :

$$Q_{2st} = -\frac{kS}{Lsh(l/L)} [(T_{ext} - T_{2st})(ch(l/L) - 1) + (T_{3st} - T_{2st})] \quad (3.60)$$

$$Q_{3st} = -\frac{kS}{Lsh(l/L)} [(T_{3st} - T_{ext})(ch(l/L) - 1) + (T_{3st} - T_{2st})] \quad (3.61)$$

L'analyse statique de la barre élanée a ainsi permis d'obtenir les expressions analytiques des résistances thermiques dans le modèle électrique équivalent statique.

Le tableau 3.3 résume les différentes expressions des impédances thermiques selon le modèle utilisé.

Dans la section suivante, nous déterminons le domaine de validité des modèles dynamique et statique obtenus à partir de la linéarisation des impédances thermiques.

TAB. 3.3 – Impédances thermiques.

Impédance $i$	Modèle dynamique		Modèle statique	
	non linéarisée	linéarisée	non linéarisée	linéarisée
	$Z_i$	$Z_{ilin}$	$Z_{ist}$	$Z_{istlin}$
1	$\frac{sh(ql)}{kSq}$	$\frac{l}{kS}$	$\frac{Lsh(l/L)}{kS}$	$\frac{l}{kS}$
2	$\frac{sh(ql)}{kSq(ch(ql)-1)}$	$\frac{2}{hPl+\rho C_p Slp}$	$\frac{Lsh(l/L)}{kS(1-ch(l/L))}$	$\frac{2}{hPl}$

### 3.3.5 Expression du domaine de validité des modèles linéarisés

La limite de validité des impédances thermiques linéarisées  $Z_{1lin}$  et  $Z_{2lin}$  est calculée ici. Ceci permet de déduire les limites de validité des modèles dynamique et statique.

#### Validité des résistances thermiques

À l'aide du développement limité pour  $(ql) \rightarrow 0$  de  $Z_1$  et  $Z_2$  et ne gardant que les termes jusqu'au deuxième ordre, ces impédances thermiques peuvent aussi s'écrire :

$$Z_1 \approx \frac{l}{kS} \left( 1 + \frac{(ql)^2}{6} \right) = Z_{1lin} \left( 1 + \frac{(ql)^2}{6} \right) \quad (3.62)$$

$$Z_2 \approx \frac{2}{kSlq^2} \left( 1 + \frac{(ql)^2}{12} \right) = Z_{2lin} \left( 1 + \frac{(ql)^2}{12} \right) \quad (3.63)$$

Étant donné que  $((ql)^2/6) > ((ql)^2/12)$ , la condition suffisante pour approximer respectivement  $Z_1$  et  $Z_2$  par  $Z_{1lin}$  et  $Z_{2lin}$  est :

$$\left| \frac{(ql)^2}{6} \right| \ll 1 \quad (3.64)$$

Cette condition caractérise la zone de validité des impédances thermiques linéaires. Pour obtenir le domaine de validité en fonction des caractéristiques de la barre élancée, le paramètre  $q$  est remplacé par son expression (3.36) dans (3.64) :

$$\left| \frac{(\frac{p+\sigma}{\alpha})^2 l^2}{6} \right| \ll 1 \quad (3.65)$$

Dans le cas d'une excitation sinusoïdale de pulsation  $\omega$ , soit  $p = j\omega$ , le critère de validité devient alors :

$$\omega^2 \ll \omega_v^2 \quad (3.66)$$

avec :

$$\omega_v^2 = \frac{36\alpha^2}{l^4} - \sigma^2 = \frac{36}{l^4} \left( \frac{k}{\rho C_p} \right)^2 - \left( \frac{hP}{\rho C_p S} \right)^2 \quad (3.67)$$

En conséquence, les impédances thermiques linéarisées sont valables uniquement si la pulsation d'excitation  $\omega$  du système est inférieure à la pulsation limite  $\omega_v$  qui comprend tous les paramètres caractéristiques de la barre élanée.

### Validité dynamique

À partir des transformées de Laplace des flux de chaleur  $\phi_2$  et  $\phi_3$ , respectivement en (3.52) et (3.53), nous pouvons écrire l'équation d'état de ce système sous la forme matricielle  $p\Theta(p) = A\Theta(p) + B\Phi(p)$  :

$$p \begin{bmatrix} \Theta_2 \\ \Theta_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{C_{th0}} \left( \frac{1}{R_{v0}} + \frac{1}{R_{c0}} \right) & \frac{1}{R_{c0}C_{th0}} \\ \frac{1}{R_{c0}C_{th0}} & -\frac{1}{C_{th0}} \left( \frac{1}{R_{v0}} + \frac{1}{R_{c0}} \right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Theta_2 \\ \Theta_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{C_{th0}} & 0 \\ 0 & -\frac{1}{C_{th0}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Phi_2 \\ \Phi_3 \end{bmatrix} \quad (3.68)$$

avec :

$$\begin{aligned} \Theta(p) &= \begin{bmatrix} \Theta_2 \\ \Theta_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \theta_2 - \theta_{ext} \\ \theta_3 - \theta_{ext} \end{bmatrix}, \quad \text{vecteur d'état du système} \\ \Phi(p) &= \begin{bmatrix} \Phi_2 \\ \Phi_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \phi_2 \\ \phi_3 \end{bmatrix}, \quad \text{vecteur d'entrée du système} \end{aligned}$$

Les pôles  $p_1$  et  $p_2$  du modèle électrique équivalent dynamique correspondent aux valeurs propres de la matrice d'état A du système. Ils valent :

$$p_1 = -\frac{1}{R_{v0}C_{th0}} \quad (3.69)$$

$$p_2 = -\frac{R_{c0} + 2R_{v0}}{R_{c0}R_{v0}C_{th0}} \quad (3.70)$$

D'après les expressions précédentes, nous constatons que les pôles du système dépendent directement des impédances thermiques et correspondent aux pulsations caractéristiques du modèle dynamique. Ils sont alors comparés à la pulsation  $\omega_v$ . Selon la condition de validité (3.66) :

$$|p_1| \ll \omega_v^2 \quad (3.71)$$

$$|p_2| \ll \omega_v^2 \quad (3.72)$$

En observant les expressions des pôles (3.69) et (3.70), nous déduisons que  $|p_1| < |p_2|$ . Ainsi,  $|p_2| \ll \omega_v^2$  est une condition suffisante pour établir la zone de validité dynamique.

Sachant (3.49), (3.50), (3.51) et (3.67), le critère de validité dynamique  $\nu$  peut donc être dégagé :

$$\nu \ll 1 \quad (3.73)$$

avec :

$$\nu = \frac{hPl^2}{(\sqrt{14} - 2)kS} \quad (3.74)$$

Ce critère établit la zone de validité du modèle électrique équivalent dynamique. Il dépend de la géométrie de la barre élancée et des coefficients de conduction et de convection. Notre cadre applicatif portant sur la modélisation d'un micromanipulateur, il est intéressant d'observer l'effet d'échelle sur ce critère  $\nu$ , ce qui fait l'objet de la dernière partie de cette section.

### Validité statique

Le critère de validité statique existe seulement pour le schéma électrique équivalent statique linéarisé car il a en effet été obtenu à partir de la linéarisation des impédances thermiques. Ce critère est calculé grâce à la condition de validité des impédances thermiques.

Dans le cas statique ( $p = 0$ ), la condition de validité (3.65) devient :

$$\delta \ll 1 \quad (3.75)$$

avec :

$$\delta = \frac{hPl^2}{6kS} \quad (3.76)$$

Le critère de validité statique  $\delta$  détermine ainsi le domaine de validité du modèle électrique équivalent en statique.

Le tableau 3.4 montre les deux critères  $\nu$  et  $\delta$  qui définissent le domaine de validité des modèles électriques équivalents dynamique et statique respectivement. Étant donné que  $\nu > \delta$ ,  $\nu$  peut être considéré comme le critère global de validité. Cependant, les deux critères seront utilisés pendant la validation de chacun des deux modèles afin d'élargir le domaine d'étude du modèle statique.

TAB. 3.4 – Critères de validité des modèles électriques analogues.

Modèle	Critère	Expression
Dynamique	$\nu$	$\frac{l^2}{(\sqrt{14}-2)kS}$
Statique	$\delta$	$\frac{l^2}{\frac{6kS}{hP}}$

### Effet d'échelle sur les critères de validité

Si  $l$  est l'échelle caractéristique du problème, alors :

$$\delta \sim \nu \sim \frac{hl.l^2}{kl^2} \sim \frac{h}{k}l \quad (3.77)$$

La conductivité  $k$  étant intrinsèque au matériau, elle est indépendante de l'effet d'échelle, donc :

$$\delta \sim \nu \sim hl \quad (3.78)$$

Dans le macromonde, le coefficient de convection  $h$  est considéré comme constant et indépendant de l'échelle : ainsi les critères de validité  $\nu$  et  $\delta$  sont proportionnels à l'échelle  $l$ . La validité des modules tend donc à être améliorée lors de la diminution d'échelle.

Dans le micromonde, ce même coefficient  $h$  est considéré inversement proportionnel à l'échelle  $l$  ( $h \sim l^{-1}$ ) [123], les critères  $\nu$  et  $\delta$  sont alors indépendants de l'échelle  $l$  considérée.

Le calcul de la zone de validité des modèles électriques équivalents dynamique et statique conclut les étapes de la modélisation thermoélectrique de la barre élancée. Ces étapes ont compris :

- l'analyse thermique dynamique de la barre,
- le développement de ses modèles électriques équivalents dynamique et statique,
- le calcul des critères de validité de ces deux modèles.

Les deux critères  $\nu$  et  $\delta$  seront utilisés lors de la validation des modèles, présentée à la section suivante.



### 3.4 Validation des modèles électriques équivalents de la barre élançée

La démarche de l'étude dans les deux cas, dynamique et statique, est la suivante :

1. donner des valeurs numériques au modèle de la barre élançée étudiée définie en figure 3.10 ;
2. calculer le critère de validité du modèle correspondant afin de vérifier que cette géométrie se trouve dans la zone de validité du modèle, donc, que celui-ci peut être utilisé ;
3. calculer les grandeurs cherchées (températures ou flux de chaleur) à partir des équations issues du modèle électrique en cours d'étude, d'une simulation par éléments finis et, dans le cas statique, des équations analytiques ;
4. comparer les résultats obtenus.

Cette démarche est répétée pour plusieurs géométries de la barre. Afin de ressortir l'impact du critère de validité, la largeur  $b$  et la hauteur  $a$  de la barre sont gardées constantes. Seule la longueur  $l$  est modifiée. Quant au matériau, nous considérons que la barre est en cuivre, comme le radiateur du MicroPelt de notre système de micromanipulation immergée par changement de phase.

De même, étant donné que notre système travaille dans l'air et dans l'eau, les tests de validation sont réalisés en considérant les deux milieux.

Les valeurs des paramètres géométriques et physiques, et des conditions de la barre supposés constantes et connues lors de l'étude thermoélectrique de la section ci-dessus, sont définies dans le tableau 3.5. Les conditions particulières utilisées pour la validation de chacun des modèles électriques équivalents sont spécifiées ultérieurement.

#### 3.4.1 Validation du modèle dynamique

La validation du modèle électrique équivalent dynamique en figure 3.11 se fonde sur la comparaison des températures des deux surfaces latérales de la barre élançée, surface (2) et surface (3) en figure 3.10, obtenues d'une part à partir des équations issues du modèle électrique équivalent, et d'autre part à l'aide d'une simulation par éléments finis (EF).

Que ce soit pour le cas dynamique ou le cas statique, le modèle électrique équivalent a été simulé à l'aide du logiciel Simulink<sup>TM</sup> pour Matlab<sup>TM</sup> 7.0 à l'aide des équations d'état (3.68), tandis que la simulation par éléments finis a été faite avec le logiciel COMSOL Multiphysics<sup>TM</sup> 3.2.

TAB. 3.5 – Application numérique des conditions d’unicité de la barre élanée.

Paramètre	Valeur	Unité
Conditions géométriques		
$a$	2	mm
$b$	7	mm
Conditions physiques		
$k$	389	W/(m.K)
$h_{air}$	150	W/(m <sup>2</sup> .K)
$h_{eau}$	1500	W/(m <sup>2</sup> .K)
$\rho$	8960	kg/m <sup>3</sup>
$C_p$	385	J/(kg.K)
Condition initiale		
$T_{ext}$	20	°C

Les paramètres d’entrée étant les flux de chaleurs dans les deux surfaces latérales (2) et (3), ils sont considérés respectivement comme deux échelons tels que :

$$Q_2(t) = \begin{cases} 0 & \text{pour } t < 0 \\ 0,7 \text{ W} & \text{pour } t \geq 0 \end{cases}$$

$$Q_3(t) = \begin{cases} 0 & \text{pour } t < 0 \\ 3 \text{ W} & \text{pour } t \geq 0 \end{cases}$$

Ces valeurs correspondent approximativement aux flux de chaleur fournis respectivement par le MicroPelt et le MiniPeltier, les modules à effet Peltier utilisés dans le micropréhenseur proposé.

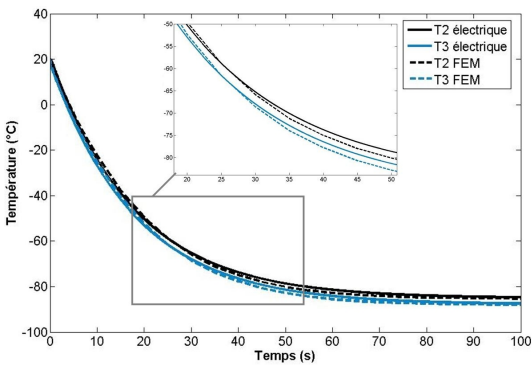
Dans ces conditions, pour chaque géométrie définie, le critère  $\nu$  dans (3.74) est calculé. Les calculs sont effectués en considérant d’abord que la barre est entièrement dans l’air, et puis qu’elle est entièrement immergée dans l’eau.

Le tableau 3.6 présente, pour les deux géométries testées, leur critère  $\nu$  associé dans l’air et dans l’eau. Puis, la figure 3.13 donne les courbes de température pour chacune des géométries dans les deux conditions d’environnement. Ainsi, les figures 3.13(a) et 3.13(c) montrent les températures concernant la géométrie I respectivement dans l’air et dans l’eau, tandis que les figures 3.13(b) et 3.13(d) illustrent les températures correspondantes à la géométrie II respectivement dans l’air et dans l’eau.

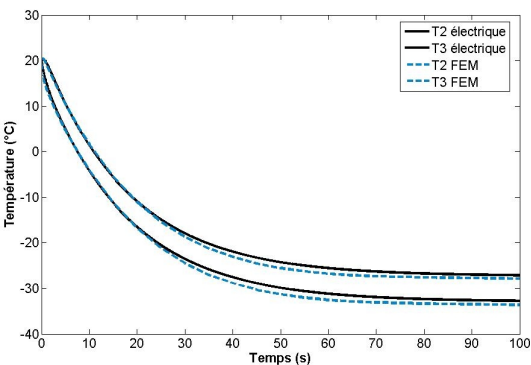
Ainsi que les figures l’indique et conformément aux prévisions, plus le critère  $\nu$  est petit, figure 3.13(a), plus les courbes obtenues par analogie électrique sont proches des courbes obtenues par simulation EF. Inversement, plus le critère  $\nu$  est grand, fi-

TAB. 3.6 – Géométries et leur critère de validité.

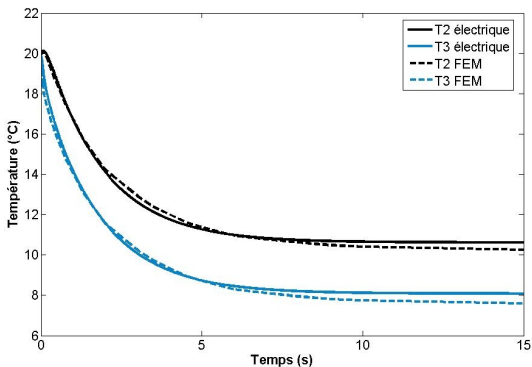
Cas	Géométrie (mm)	Critère $\nu$ dans l'air	Critère $\nu$ dans l'eau
I	$a = 2, b = 7, l = 8$	0,02	0,2
II	$a = 2, b = 7, l = 17$	0,08	0,8



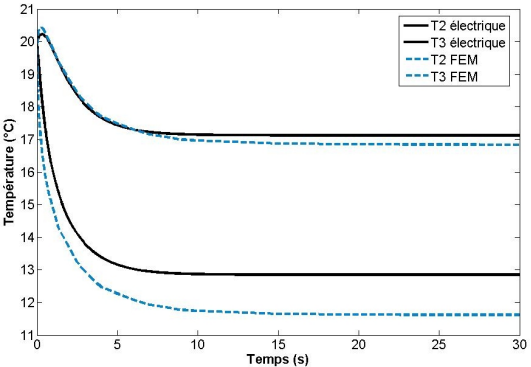
(a) Géométrie I dans l'air ( $\nu = 0,02$ )



(b) Géométrie II dans l'air ( $\nu = 0,08$ )



(c) Géométrie I dans l'eau ( $\nu = 0,2$ )



(d) Géométrie II dans l'eau ( $\nu = 0,8$ )

FIG. 3.13 – Températures  $T_2$  et  $T_3$  pour deux géométries testées dans l'air et dans l'eau.

gure 3.13(d), plus les courbes électriques et EF sont éloignées. Ces conclusions nous permettent donc de valider le modèle électrique équivalent dynamique en figure 3.11, page 110.

### 3.4.2 Validation du modèle statique

La validation du modèle électrique équivalent statique est fondée sur le même principe que celui de la validation du modèle dynamique. Toutefois, dans ce cas nous imposons une température constante dans chacune des deux surfaces latérales de la barre telles que  $T_{2st} = T(0) = 2\text{ °C}$  et  $T_{3st} = T(l) = 20\text{ °C}$ . Ensuite, nous calculons et comparons les flux de chaleur respectifs  $Q_{2st} = Q(0)$  et  $Q_{3st} = Q(l)$ , dans l'air et dans l'eau, à l'aide des expressions analytiques (3.60) et (3.61), d'une simulation par éléments finis, et du modèle électrique équivalent en figure 3.12, page 110.

Les résultats obtenus pour les différentes géométries de la barre (voir figure 3.10, page 103) en considérant que celle-ci est dans l'air ou dans l'eau sont présentés dans le tableau 3.7. Le critère  $\delta$  est calculé à partir de (3.76).

TAB. 3.7 – Chaleurs  $Q_{2st}$  et  $Q_{3st}$  dans l'air et dans l'eau.

Cas	Géométrie (mm)	Modèle	Air			Eau		
			$\delta$	$Q_{2st}$ (W)	$Q_{3st}$ (W)	$\delta$	$Q_{2st}$ (W)	$Q_{3st}$ (W)
I	$a = 2$ $b = 7$ $l = 8$	Étude analytique	0,005	3,22	3,55	0,05	1,84	5,10
		Éléments finis		3,22	3,55		1,83	5,10
		Schéma électrique		3,24	3,52		1,97	4,78
II	$a = 2$ $b = 7$ $l = 15$	Étude analytique	0,019	1,51	2,13	0,19	-0,91	4,84
		Éléments finis		1,51	2,13		-0,91	4,84
		Schéma électrique		1,54	2,06		-0,83	4,43
III	$a = 2$ $b = 7$ $l = 22$	Étude analytique	0,04	0,80	1,70	0,40	-2,39	5,32
		Éléments finis		0,81	1,70		-2,34	5,26
		Schéma électrique		0,84	1,61		-2,63	5,09
IV	$a = 2$ $b = 7$ $l = 30$	Étude analytique	0,07	0,33	1,54	0,75	-3,44	5,88
		Éléments finis		0,34	1,54		-3,35	5,85
		Schéma électrique		0,37	1,43		-4,36	6,16

Dans le but de mieux apprécier l'écart entre les résultats analytiques et électriques et la pertinence du critère de validité, les courbes d'erreur relative entre ces résultats sont tracées. Celles-ci sont représentées sur la figure 3.14(a) pour les calculs considérant la barre dans l'air, et sur la figure 3.14(b) quand la barre est considérée dans l'eau.

Dans ce cas nous constatons également que plus le critère  $\delta$  est petit, plus les résultats entre le modèle analytique, la simulation par éléments finis et le modèle électrique équivalent sont proches.

Cette étape de validation a permis de montrer que les modèles électriques équivalents fournissent des résultats satisfaisants par rapport à d'autres modèles de calcul. En outre, les critères de validité dynamique et statique ont démontré aussi leur pertinence.

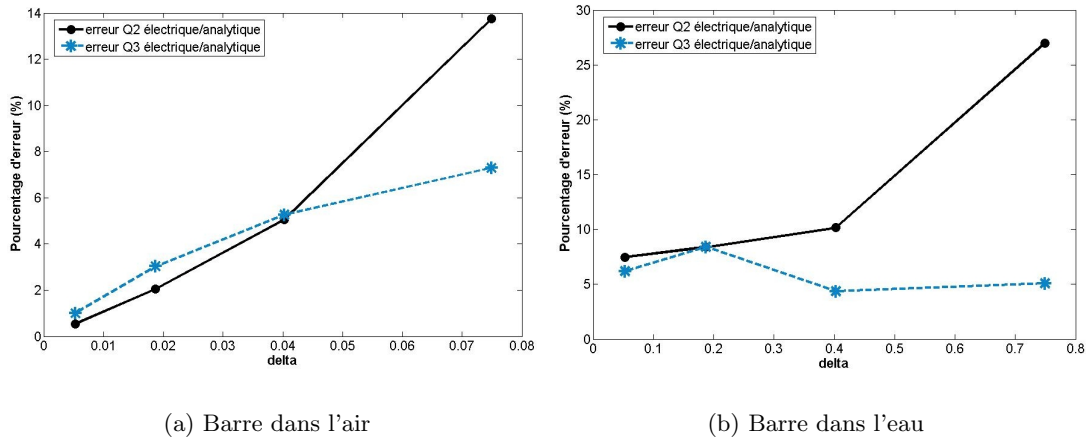


FIG. 3.14 – Pourcentage d'erreur électrique/analytique par rapport au critère  $\delta$ .

### 3.5 Conclusion

Ce chapitre a rappelé d'abord les bases de l'analogie électrique en visant son application à la modélisation du comportement thermique des structures de type élançée trouvées dans les micro-actionneurs thermiques.

Les modèles électriques équivalents représentent un outil fournissant des résultats fiables et précis lors de la modélisation des systèmes thermiques complexes. Connaître et maîtriser ces échanges thermiques permet d'améliorer les performances du système.

La description de quelques dispositifs thermiques, particulièrement des micro-actionneurs thermiques, a permis d'observer notamment les avantages de ceux-ci et leur importance dans la micromécatronique.

Leurs différentes configurations ont aussi été présentées : bimorphes ou trimorphes, en U et en V. Même si la disposition des lames ou bras thermiques est différente dans chaque configuration, leur géométrie privilégie toujours une dimension face aux deux autres. Les géométries de type élançée sont donc apparues récurrentes aux petites échelles dimensionnelles. Nous avons alors analysé les échanges thermiques ayant lieu dans une structure élançée dans le but de proposer leurs modèles électriques équivalents statique et dynamique. Les critères de validité des deux modèles ainsi que leur validation en les comparant aux simulations par éléments finis et aux résultats analytiques dans le cas statique, ont été également présentés.

Même si la structure élançée s'est inspirée de la géométrie du radiateur du MicroPelt du système de micropréhension proposé, cette analyse peut être utilisée dans les micro-systèmes de manière générale, bien au-delà de notre cadre applicatif.

La modélisation du système de micromanipulation immergée par changement de phase via l'analogie électrique sera présentée dans le chapitre suivant.

## Chapitre 4

# Modélisation du système de micromanipulation

*La modélisation des systèmes thermiques via l'analogie électrique apparaît flexible et suffisamment précise. Elle permet, en outre, d'effectuer des calculs en temps réel et d'associer facilement différents sous-systèmes entre eux. Nous avons par conséquent établi un modèle électrique équivalent du système de micromanipulation immergée par changement de phase. Nous présentons d'abord dans ce chapitre le modèle électrique analogue de chacun des composants. La formation du microvolume de glace étant indispensable pour la modélisation du système complet, nous développons un modèle thermoélectrique de la partie active du préhenseur en absence et en présence de glace. Ces modèles sont finalement validés en les comparant aux résultats expérimentaux.*

### 4.1 Modèles électriques équivalents du système

La maîtrise des températures dans le système de micromanipulation immergée par changement de phase nécessite une étude complète de ses échanges thermiques. Dans le but de fournir les outils nécessaires pour contrôler la génération de la glace, nous avons développé le modèle thermique du système proposé utilisant l'analogie électrique.

Le micromanipulateur immergé par changement de phase consiste en deux modules à effet Peltier, le MicroPelt et le MiniPeltier, munis de leurs radiateurs respectifs (un radiateur en cuivre pour le MicroPelt, et un système de refroidissement par convection forcée pour le MiniPeltier) ; l'effecteur n'est plus considéré pendant cette étude. La partie active devient alors la face froide du MicroPelt. Le manipulateur sans l'effecteur a déjà été validé de manière expérimentale (voir section 2.5.3), les dimensions de l'objet manipulé

( $600 \times 600 \times 100 \mu\text{m}^3$ ) correspondant globalement aux dimensions de la surface active du manipulateur ( $720 \times 720 \mu\text{m}^2$ ). La modélisation thermoélectrique développée dans ce chapitre permettra de mieux connaître les performances thermiques du système en vue de sa commande et, le cas échéant, de sa miniaturisation.

La structure du système modélisé par analogie électrique est alors celle de la figure 4.1.

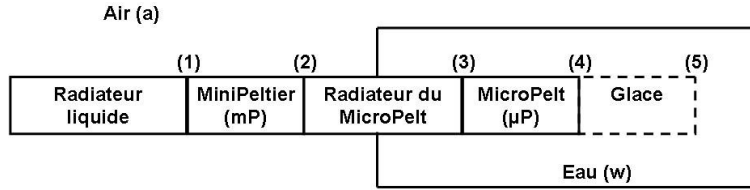


FIG. 4.1 – Structure du micromanipulateur immergé par changement de phase modélisé par analogie électrique.

Dans la suite, les notations entre parenthèses serviront à indiquer les indices des grandeurs utilisées. De ce fait, (a) correspond à l'air, (w) correspond à l'eau, ( $\mu\text{P}$ ) dénote l'appartenance au MicroPelt, (mP) l'appartenance au MiniPeltier, (1) la jonction entre le radiateur liquide du système de refroidissement par convection forcée et la face chaude du MiniPeltier, (2) la jonction entre la face froide du MiniPeltier et le radiateur du MicroPelt, (3) la jonction entre la face chaude du MicroPelt et son radiateur, (4) la face froide du MicroPelt, et (5) la surface de la glace en contact avec l'eau<sup>1</sup>.

Le radiateur liquide du système de refroidissement par convection forcée n'a pas été modélisé par analogie électrique. La validation expérimentale du système de refroidissement par convection forcée, dont les résultats se trouvent dans la section 2.5.1, ont montré que grâce à ce système la température sur la face chaude du MiniPeltier est maintenue à la température de l'air pendant toute sa plage d'utilisation. En conséquence, la modélisation du radiateur liquide se résume à l'expression :  $T_1 = T_a$ .

Nous présentons dans un premier temps le modèle électrique équivalent des modules à effet Peltier et, dans un deuxième temps, le modèle électrique équivalent du radiateur du MicroPelt. La modélisation de la formation du microvolume de glace sur la face froide du MicroPelt sera développée dans la section 4.2.

<sup>1</sup> Contrairement au chapitre 2, l'indice (5) représente dans ce chapitre la surface de la glace en contact avec l'eau.

### 4.1.1 Modèle électrique équivalent des modules à effet Peltier

Le modèle électrique équivalent d'un module à effet Peltier, proposé par Seliger *et al.*, est celui de la figure 4.2 [138]. Il est basé sur ses équations de fonctionnement (2.1) et (2.2) décrites dans la section 2.4.1 et rappelées ci-dessous :

$$Q_c = -\alpha T_c i + \frac{Ri^2}{2} + k_P(T_h - T_c) \quad (4.1)$$

$$Q_h = \alpha T_h i + \frac{Ri^2}{2} - k_P(T_h - T_c) \quad (4.2)$$

Ces équations relient les flux de chaleur  $Q_c$  et  $Q_h$  traversant respectivement la face froide et la face chaude du module avec le courant  $i$ , les températures  $T_c$  sur la face froide et  $T_h$  sur la face chaude, le coefficient Seebeck  $\alpha$ , la résistance électrique  $R$  et la conductance thermique  $k_P$ .

Les éléments du modèle électrique équivalent d'un module à effet Peltier sont alors :

- une source de courant  $P_S = \alpha T_c i$  représentant l'effet Peltier,
- deux sources de courant  $P_{J/2} = Ri^2/2$  représentant l'effet Joule,
- une résistance thermique  $R_{TH} = 1/k_P$  analogue à la conductance thermique.

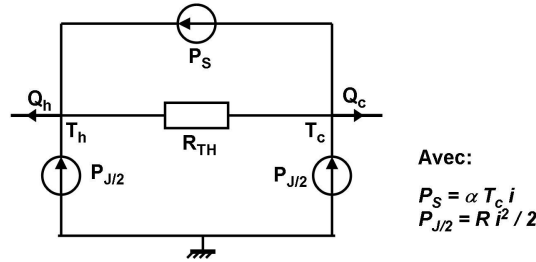


FIG. 4.2 – Modèle électrique équivalent d'un module à effet Peltier [138].

Les valeurs numériques de  $\alpha$ ,  $R$  et  $R_{TH}$  des deux modules à effet Peltier, le MicroPelt et le MiniPeltier, sont établies dans le tableau 4.1 (reprises et calculées à partir du tableau 2.2, page 71).

TAB. 4.1 – Paramètres des modules à effet Peltier et de leur modèles électriques équivalents.

Paramètre	MicroPelt	MiniPeltier
Coefficient Seebeck $\alpha$ (V/K)	0,001	0,007
Résistance électrique $R$ ( $\Omega$ )	0,2	1,12
Résistance thermique $R_{TH}$ (K/W)	122	62,5



### 4.1.2 Modèle électrique équivalent du radiateur du MicroPelt

La géométrie du radiateur en cuivre du MicroPelt est illustrée en figure 4.3(a). La face froide du MiniPeltier est collée à la surface (2), tandis que la face chaude du MicroPelt est collée à la surface (3). Les échanges thermiques induits par les deux modules à effet Peltier sont schématisés en figure 4.3(b).

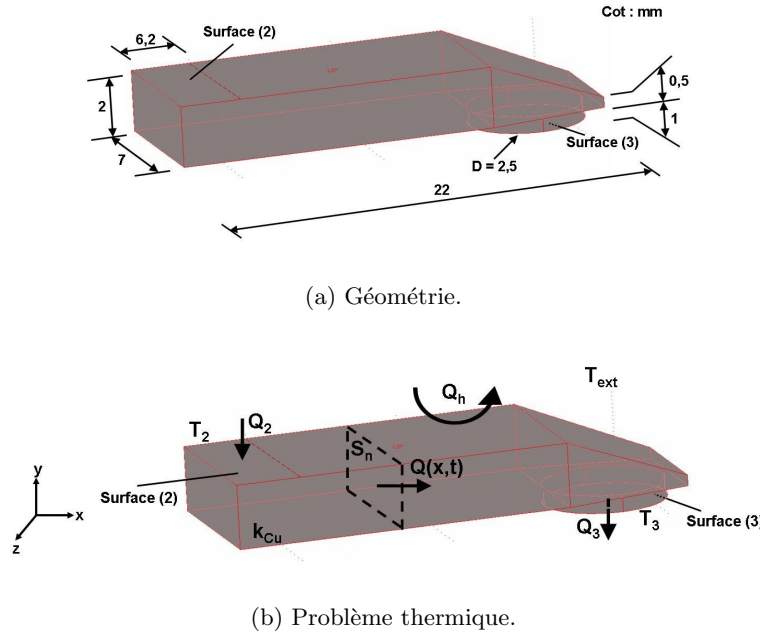


FIG. 4.3 – Radiateur du MicroPelt.

Étant donné que la longueur du radiateur est beaucoup plus grande que sa largeur et sa hauteur, nous faisons l'hypothèse que la variation de température entre la surface (2) à la température  $T_2$  et la surface (3) à la température  $T_3$  est monodirectionnelle suivant la direction  $\vec{x}$ . Le flux de chaleur  $Q(x, t)$  qui se propage entre ces deux surfaces est donc, lui aussi, considéré monodirectionnel.

Comme nous pouvons l'observer en figure 4.1, le radiateur du MicroPelt est partiellement immergé. En conséquence, le flux par convection  $Q_h$  a lieu entre les surfaces autres que les surfaces (2) et (3) et les deux milieux, l'air et l'eau.

Dans la section 3.3, nous avons analysé le problème thermique d'une structure de type élanée rencontrée couramment dans les micro-actionneurs thermiques. À partir de cette analyse, nous avons développé le modèle électrique équivalent de la structure.

Le problème thermique posé par le radiateur du MicroPelt est similaire au problème thermique de la structure élanée : un flux de chaleur monodirectionnelle se propage entre les deux surfaces extrêmes, tandis qu'un flux par convection a lieu entre les autres surfaces et le milieu externe. Nous faisons aussi l'hypothèse que le modèle électrique

équivalent de la structure peut être appliqué au radiateur du MicroPelt. Ce modèle est rappelé en figure 4.4.

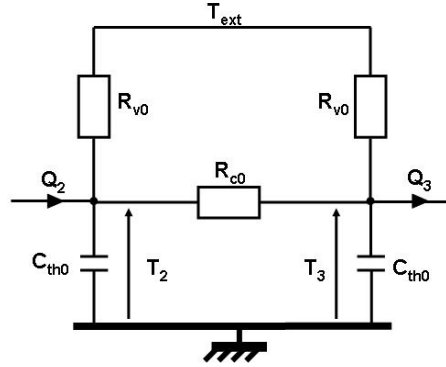


FIG. 4.4 – Modèle électrique équivalent dynamique du radiateur du MicroPelt.

L'enjeu consiste à présent à déterminer les paramètres thermoélectriques du modèle : la résistance thermique de conduction  $R_{c0}$ , les résistances thermiques de convection  $R_{v0}$  et la capacité thermique  $C_{th0}$ .

Nous savons que la résistance de conduction  $R_{c0}$  dépend de l'évolution de la surface  $S_n$  normale au flux de chaleur  $Q(x, t)$  entre la surface (2) et la surface (3), et que les résistances de convection  $R_{v0}$  dépendent du coefficient de convection. Le radiateur du MicroPelt étant partiellement immergé, le coefficient de convection est fonction des caractéristiques des deux milieux et des surfaces exposées. De même, la température externe  $T_{ext}$ , étant la température environnante, fait également intervenir la température de l'air  $T_a$  et la température de l'eau  $T_w$ . Or, la capacité thermique  $C_{th0}$  dépend uniquement de la géométrie du radiateur et des propriétés de son matériau.

Pour toutes ces raisons, nous avons choisi d'identifier expérimentalement les résistances thermiques  $R_{c0}$  et  $R_{v0}$  et la température extérieure  $T_{ext}$ , et de calculer analytiquement la capacité thermique  $C_{th0}$ .

### Identification expérimentale des paramètres thermoélectriques statiques

La méthode d'identification de  $R_{c0}$ ,  $R_{v0}$  et  $T_{ext}$  est basée sur la mesure expérimentale de la température  $T_3$  à la surface (3) du radiateur en fonction du courant  $i_{mP}$  du MiniPeltier, une fois le régime stationnaire établi. Pendant cette identification le MicroPelt n'est pas fixé à la surface (3) du radiateur.

Le développement suivant permettra d'écrire la température  $T_3$  en fonction des trois paramètres thermoélectriques statiques inconnus  $R_{c0}$ ,  $R_{v0}$  et  $T_{ext}$ , et des paramètres expérimentaux tels que le courant  $i_{mP}$ , la température sur la face chaude du MiniPeltier  $T_1$  et la température de l'eau  $T_w$ .

Dans le cas stationnaire, les flux de chaleur  $Q_2$  à la surface (2) du radiateur et  $Q_3$  à la surface (3) peuvent être déduits de la figure 4.4 comme :

$$Q_2 = \frac{T_2 - T_{ext}}{R_{v0}} + \frac{T_2 - T_3}{R_{c0}} \quad (4.3)$$

$$Q_3 = \frac{T_{ext} - T_3}{R_{v0}} + \frac{T_2 - T_3}{R_{c0}} \quad (4.4)$$

D'après la figure 4.1, le flux  $Q_2$  est le flux absorbé par la face froide du MiniPeltier. À partir du modèle électrique équivalent des modules à effet Peltier en la figure 4.2, il s'écrit :

$$\begin{aligned} Q_2 &= -P_{SmP} + P_{JmP/2} + (T_1 - T_2)/R_{THmP} \\ &= -\alpha_{mP}T_2i_{mP} + R_{mP}i_{mP}^2/2 + (T_1 - T_2)/R_{THmP} \end{aligned} \quad (4.5)$$

En égalant (4.3) à (4.5), nous obtenons la température  $T_2$  en fonction des paramètres du MiniPeltier  $\alpha_{mP}$ ,  $R_{mP}$  et  $R_{THmP}$ , des résistances thermiques  $R_{c0}$  et  $R_{v0}$ , des températures  $T_1$ ,  $T_3$  et  $T_{ext}$ , et du courant  $i_{mP}$  :

$$T_2 = \frac{R_{v0}R_{c0}R_{mP}R_{THmP}i_{mP}^2 + 2R_{c0}R_{THmP}T_{ext} + 2R_{v0}R_{THmP}T_3 + 2R_{v0}R_{c0}T_1}{2(\alpha_{mP}R_{v0}R_{c0}R_{THmP}i_{mP} + R_{v0}R_{THmP} + R_{c0}R_{THmP} + R_{v0}R_{c0})} \quad (4.6)$$

Si cette dernière expression est introduite dans (4.4), le flux  $Q_3$  est exprimé en fonction de  $\alpha_{mP}$ ,  $R_{mP}$ ,  $R_{THmP}$ ,  $R_{c0}$ ,  $R_{v0}$ ,  $T_1$ ,  $T_3$ ,  $T_{ext}$ , et  $i_{mP}$  :

$$\begin{aligned} Q_3 &= \frac{T_{ext}}{R_{v0}} - T_3 \left( \frac{1}{R_{c0}} + \frac{1}{R_{v0}} \right) \\ &+ \frac{R_{v0}R_{c0}R_{mP}R_{THmP}i_{mP}^2 + 2R_{c0}R_{THmP}T_{ext} + 2R_{v0}R_{THmP}T_3 + 2R_{v0}R_{c0}T_1}{2R_{c0}(\alpha_{mP}R_{v0}R_{c0}R_{THmP}i_{mP} + R_{v0}R_{THmP} + R_{c0}R_{THmP} + R_{v0}R_{c0})} \end{aligned} \quad (4.7)$$

En l'absence du MicroPelt, la surface (3) se trouve en convection libre avec l'eau. Le flux  $Q_3$  s'écrit alors :

$$Q_3 = h_w S_3 (T_3 - T_w) \quad (4.8)$$

où  $h_w = 1500 \text{ W/m}^2\text{K}$  est le coefficient de transfert par convection dans l'eau et  $S_3 = 4,9 \text{ mm}^2$  l'aire de la surface (3).

En introduisant (4.8) dans (4.7), nous pouvons finalement exprimer  $T_3$  en fonction des paramètres thermoélectriques cherchés  $R_{c0}$ ,  $R_{v0}$  et  $T_{ext}$ , des valeurs expérimentales  $T_1$ ,  $T_w$  et  $i_{mP}$ , et des paramètres du système  $\alpha_{mP}$ ,  $R_{mP}$ ,  $R_{THmP}$ ,  $h_w$  et  $S_3$  :

$$T_3 = \frac{2R_{c0}GT_{ext} + 2h_wS_3R_{v0}R_{c0}GT_w}{2(R_{c0}G + R_{v0}G - R_{v0}^2R_{THmP} + h_wS_3R_{v0}R_{c0}G)} + \frac{R_{v0}(R_{v0}R_{c0}R_{mP}R_{THmP}i_{mP}^2 + 2R_{c0}R_{THmP}T_{ext} + 2R_{v0}R_{c0}T_1)}{2(R_{c0}G + R_{v0}G - R_{v0}^2R_{THmP} + h_wS_3R_{v0}R_{c0}G)} \quad (4.9)$$

avec :

$$G = \alpha_{mP}R_{v0}R_{c0}R_{THmP}i_{mP} + R_{v0}R_{THmP} + R_{c0}R_{THmP} + R_{v0}R_{c0}$$

Les paramètres thermoélectriques statiques  $R_{c0}$ ,  $R_{v0}$  et  $T_{ext}$  peuvent alors être calculés à l'aide d'un système d'équations non linéaires avec trois couples expérimentaux différents ( $i_{mP}$ ,  $T_3$ ) connaissant les températures de l'eau  $T_w$  et de l'air  $T_a$  et sachant que la température sur la face chaude du MiniPeltier  $T_1$  est égale à la température de l'air  $T_a$  ( $T_1 = T_a$ ).

Pour la mesure de  $T_3$  et  $i_{mP}$ , le radiateur du MicroPelt, sans le MicroPelt, est partiellement immergé dans la piscine de manipulation remplie d'eau distillée (voir figure 4.5). La plaque réfrigérée conserve la température de l'eau à basse température pendant toute l'expérimentation. Deux microthermocouples, l'un sur la surface (3) et l'autre dans l'eau, permettent de relever respectivement les températures  $T_3$  et  $T_w$ . La température de l'air  $T_a$  est mesurée avec un thermomètre digital. Le tableau 4.2 montre les trois valeurs du courant  $i_{mP}$  appliqué au MiniPeltier, ainsi que les températures  $T_3$  et  $T_w$  correspondantes obtenues une fois le régime statique atteint.

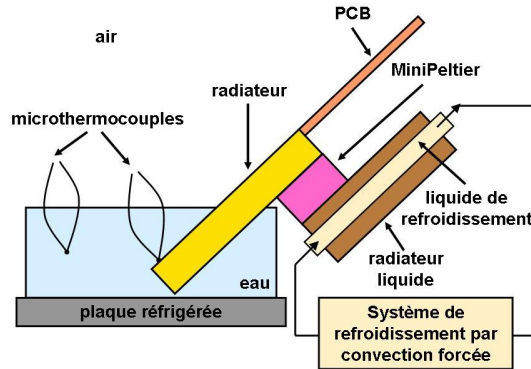


FIG. 4.5 – Système utilisé pour le calcul des paramètres statiques  $R_{c0}$ ,  $R_{v0}$  et  $T_{ext}$  du modèle électrique équivalent du radiateur du MicroPelt.

TAB. 4.2 – Valeurs expérimentales statiques pour l’obtention des paramètres thermo-électriques statiques.

$i_{mP}$ (A)	$T_3$ (K)	$T_w$ (K)
0.1	281.2	274.5
0.4	274.2	274.5
0.7	272.2	273.8

Le système d’équations non linéaires permettant le calcul des paramètres thermo-électriques statiques  $R_{c0}$ ,  $R_{v0}$  et  $T_{ext}$  est donc établi en introduisant dans (4.9) :

- chacun des triplets des mesures expérimentales  $i_{mP}$ ,  $T_3$  et  $T_w$  du tableau 4.2 ;
- la température sur la face chaude du MiniPeltier ( $T_1 = T_a = 295,5$  K) ;
- les valeurs des paramètres du MiniPeltier  $\alpha_{mP}$ ,  $R_{mP}$  et  $R_{THmP}$  au tableau 4.1, page 123 ;
- l’aire de la surface (3) du radiateur du MicroPelt ( $S_3 = 4,9$  mm<sup>2</sup>) ;
- le coefficient de transfert par convection dans l’eau ( $h_w = 1500$  W/(m<sup>2</sup>.K)).

Ce système a été résolu par le logiciel Matlab<sup>TM</sup> 7.0. Nous faisons l’hypothèse qu’il existe un seul triplet ( $R_{c0}, R_{v0}, T_{ext}$ ) dont les valeurs obtenues correspondent au bon ordre des grandeurs physiques attendues. La solution à ce triplet se trouve dans le tableau 4.3.

### Identification analytique de la capacité thermique

D’après sa définition dans (3.51), page 109, la capacité thermique du modèle électrique équivalent de la barre élancée dépend de sa géométrie et de ses propriétés physiques. Appliquée au radiateur du MicroPelt, cette équation s’écrit :

$$C_{th0} = \frac{\rho C_p V}{2} \quad (4.10)$$

où  $\rho = 8960$  kg/m<sup>3</sup> est la densité du radiateur en cuivre,  $C_p = 385$  J/(kg.K) sa chaleur spécifique et  $V = 278$  mm<sup>3</sup> son volume selon sa géométrie illustrée en figure 4.3(a).

Le résultat du calcul de la capacité thermique  $C_{th0}$  du modèle électrique équivalent du radiateur du MicroPelt est rapporté dans le tableau 4.3.

Afin de simuler le comportement du système complet de micromanipulation immergée par changement de phase à travers son modèle électrique analogue, nous avons développé un modèle thermoélectrique de la génération du microvolume de glace, lequel sera décrit dans la section suivante. La validation des modèles électriques équivalents décrits ici sera présentée dans la suite du chapitre.

TAB. 4.3 – Paramètres thermoélectriques du modèle électrique équivalent du radiateur du MicroPelt.

Paramètre	Valeur	Unité
Résistance thermique de conduction $R_{c0}$	3,3	K/W
Résistance thermique de convection $R_{v0}$	36,1	K/W
Capacité thermique $C_{th0}$	0,48	J/K
Température extérieure $T_{ext}$	281,1	K

## 4.2 Modélisation de la formation de glace

Le modèle qui décrit la formation du microvolume de glace est fondé sur les échanges thermiques entre la face froide du MicroPelt et l'eau. Ce modèle peut alors être décomposé selon le schéma en figure 4.6. D'une part, le bloc « MicroPelt » décrit l'évolution du flux de chaleur  $Q_4$  et de la température  $T_4$  sur la face froide du MicroPelt en fonction du courant  $i_{\mu P}$  et de la température  $T_3$  sur sa face chaude ; et d'autre part, le module « Glace » décrit l'évolution de la hauteur de la glace  $H_{glace}$  en fonction de  $Q_4$  et  $T_4$ . L'analyse de ce modèle sera menée en trois étapes :

1. étude du comportement thermique du MicroPelt à partir de son modèle électrique équivalent,
2. étude du comportement thermique en absence de glace,
3. étude du comportement thermique en présence de glace.

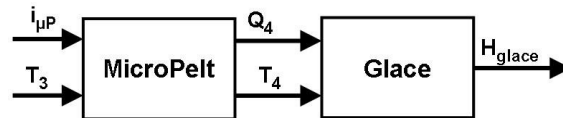


FIG. 4.6 – Schématisation de l'analyse du MicroPelt et du microvolume de glace.

Tout au long de ces études, nous faisons l'hypothèse que la face froide du MicroPelt est circulaire de diamètre  $d_{\mu P}$ , et non carrée, afin de rendre le problème axisymétrique (1D).

### 4.2.1 Modèle électrique équivalent du MicroPelt

Le modèle électrique équivalent du MicroPelt est celui en figure 4.7 obtenu à partir du modèle proposé par Seliger *et al.* dans la section 4.1.1. Nous pouvons déduire de ce

modèle le flux de chaleur absorbée par sa face froide  $Q_4$  en fonction des températures  $T_3$  et  $T_4$ , de son coefficient Seebeck  $\alpha_{\mu P}$ , de sa résistance électrique  $R_{\mu P}$ , de sa résistance thermique  $R_{TH\mu P}$ , et du courant  $i_{\mu P}$  appliqué au module :

$$\begin{aligned} Q_4 &= -P_{S\mu P} + P_{J\mu P/2} + (T_3 - T_4)/R_{TH\mu P} \\ &= -\alpha_{\mu P}T_4i_{\mu P} + R_{\mu P}i_{\mu P}^2/2 + (T_3 - T_4)/R_{TH\mu P} \end{aligned} \quad (4.11)$$

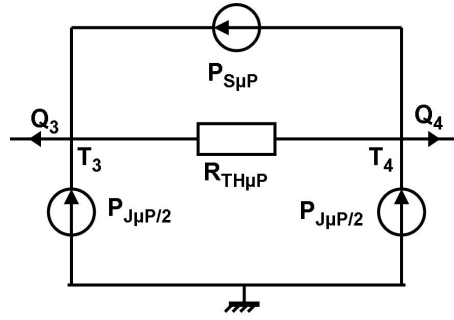


FIG. 4.7 – Modèle électrique équivalent du MicroPelt.

#### 4.2.2 Comportement thermique en absence de glace

Selon le schéma 4.1, le MicroPelt est complètement immergé dans l'eau. En absence de glace ( $H_{glace} = 0$ ), la face froide du MicroPelt est en convection libre avec le milieu :

$$Q_4 = h_w S_4 (T_4 - T_w) \quad (4.12)$$

où  $h_w$  est le coefficient de convection de l'eau,  $S_4 = \pi d_{\mu P}^2/4$  est la surface de la face froide du MicroPelt en considérant qu'elle est circulaire et  $T_w$  est la température de l'eau. Nous déterminons  $d_{\mu P}$  de façon à ce que  $S_4$  soit égale expérimentalement à la surface en contact avec l'eau, soit :  $d_{\mu P} = 812 \mu\text{m}$ .

D'après les équivalences thermoélectriques, (4.12) peut s'écrire sous la forme :

$$Q_4 = \frac{1}{R_{v4}} (T_4 - T_w) \quad (4.13)$$

avec  $R_{v4} = 1/(h_w S_4)$ , la résistance thermique de convection entre la face froide du MicroPelt et l'eau.

Le comportement thermique à la surface froide du MicroPelt, en absence de glace, peut alors être assimilé au modèle électrique équivalent en figure 4.8.

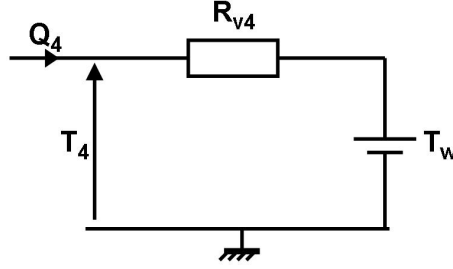


FIG. 4.8 – Modèle électrique équivalent à la surface froide du MicroPelt en absence de glace.

En égalant les équations (4.11) et (4.13), la température  $T_4$  s'écrit :

$$T_4 = \frac{2R_{TH\mu P}T_w + 2R_{v4}T_3 + R_{v4}R_{TH\mu P}R_{\mu P}i_{\mu P}^2}{R_{TH\mu P} + R_{v4} + \alpha_{\mu P}R_{v4}R_{TH\mu P}i_{\mu P}} \quad (4.14)$$

Cette équation exprime la température sur la face froide du MicroPelt  $T_4$  en absence de glace, en fonction du courant appliqué au MicroPelt  $i_{\mu P}$  et de la température sur sa face chaude  $T_3$ .

Si le phénomène de surfusion est négligé, la condition  $H_{glace} = 0$  est équivalent à « la température sur la face froide du MicroPelt  $T_4$  supérieure à la température de fusion de l'eau  $T_f$  ».

### 4.2.3 Comportement thermique en présence de glace

La création de glace apparaît lorsque la température sur la face froide du MicroPelt  $T_4$  est égale à la température de fusion  $T_f$ . Étant donné la faible hauteur de glace, la température de celle-ci est considérée comme uniforme de température  $T_f$ , soit :

$$T_4 = T_5 = T_f \quad (4.15)$$

$T_5$  étant la température de la glace en contact avec l'eau.

À partir des observations expérimentales, nous faisons l'hypothèse que le microvolume de glace a une forme de calotte sphérique comme celle en figure 4.9, son volume  $V_{glace}$  et sa surface en contact avec l'eau  $S_5$  sont donnés respectivement par :

$$V_{glace} = \frac{\pi H_{glace}}{24} (3d_{\mu P}^2 + 4H_{glace}^2) \quad (4.16)$$

$$S_5 = \frac{\pi}{4} (d_{\mu P}^2 + 4H_{glace}^2) \quad (4.17)$$



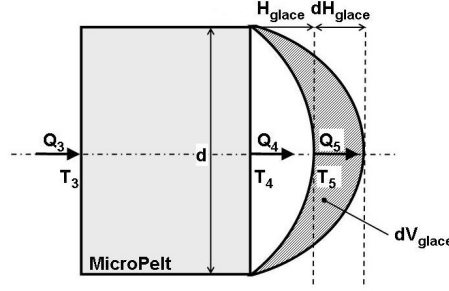


FIG. 4.9 – Géométrie du microvolume de glace (vue latérale).

La variation de volume du microvolume de glace  $dV_{glace}$  en fonction de la variation de hauteur  $dH_{glace}$  vaut donc :

$$dV_{glace} = \frac{\pi}{8}(d_{\mu P}^2 + 4H_{glace}^2)dH_{glace} \quad (4.18)$$

La face du microvolume de glace en contact avec l'eau est soumise à un flux de chaleur  $Q_5$  transmis par convection :

$$Q_5 = h_w S_5 (T_f - T_w) \quad (4.19)$$

sachant qu'en cas de présence de glace  $T_5 = T_f$  (4.15).

Si  $S_5$  est remplacée par son expression en (4.17), le flux  $Q_5$  devient :

$$Q_5 = \frac{\pi(d_{\mu P}^2 + 4H_{glace}^2)h_w}{4}(T_f - T_w) \quad (4.20)$$

En appliquant les équivalences thermoélectriques, nous pouvons écrire (4.20) sous la forme :

$$Q_5 = \frac{1}{Z_{glace}}(T_f - T_w) \quad (4.21)$$

où  $Z_{glace} = 4/(\pi(d_{\mu P}^2 + 4H_{glace}^2)h_w)$  est une impédance thermique variable et non linéaire fonction de  $H_{glace}$ , représentant la convection entre la glace et l'eau.

En présence de glace, le schéma électrique équivalent du comportement thermique à la surface froide du MicroPelt est donc celui en figure 4.10.

La différence entre la quantité de chaleur dissipée par le flux  $Q_5$  et la quantité de chaleur fournie par la face froide du MicroPelt  $Q_4$  est absorbée par la chaleur latente :

$$\rho_{glace} L_f dV_{glace} = Q_5 dt - Q_4 dt \quad (4.22)$$

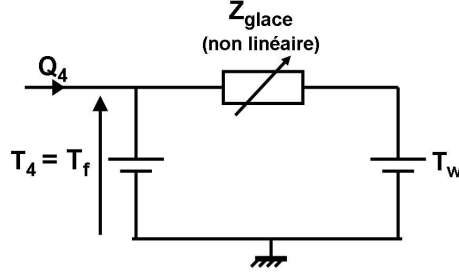


FIG. 4.10 – Modèle électrique équivalent à la surface froide du MicroPelt en présence de glace ( $Z_{glace}$  est une fonction non linéaire de  $H_{glace}$ ).

où  $\rho_{glace}$  est la densité de la glace et  $L_f$  est l'enthalpie latente de fusion de l'eau. La variation de volume  $dV_{glace}$  par rapport à la variation de temps  $dt$  est donc :

$$\frac{dV_{glace}}{dt} = \frac{Q_5 - Q_4}{\rho_{glace} L_f} \quad (4.23)$$

En substituant (4.18) et (4.20) dans (4.23), nous obtenons :

$$\frac{dH_{glace}}{dt} = \frac{1}{\rho_{glace} L_f} \left( 2h_w(T_f - T_w) - \frac{8Q_4}{\pi(d_{\mu P}^2 + 4H_{glace}^2)} \right) \quad (4.24)$$

Cette expression indique la variation de hauteur du microvolume de glace  $dH_{glace}$  par rapport à la variation de temps  $dt$  en fonction des températures  $T_f$  et  $T_w$  et du flux de chaleur  $Q_4$ .

#### 4.2.4 Synthèse du comportement thermique à la surface froide du MicroPelt

À partir de l'analyse précédente, nous avons donc modélisé le comportement thermique à la face froide du MicroPelt et le modèle non linéaire qui régit la croissance du microvolume de glace. La figure 4.11 résume les résultats obtenus de cette analyse. Ainsi, si  $T_4$  est supérieure à la température de fusion  $T_f$ ,  $T_4$  est calculée à partir de (4.14) et  $H_{glace} = 0$ . Par contre, dès que  $T_4$  est égale à  $T_f$  la variation dynamique de  $H_{glace}$  est établie suivant (4.24) et  $T_4$  est imposée égale à  $T_f$ . Le flux de chaleur  $Q_4$  étant toujours défini par (4.11).

Dans la suite du chapitre, nous validerons les modèles proposés jusqu'à présent.

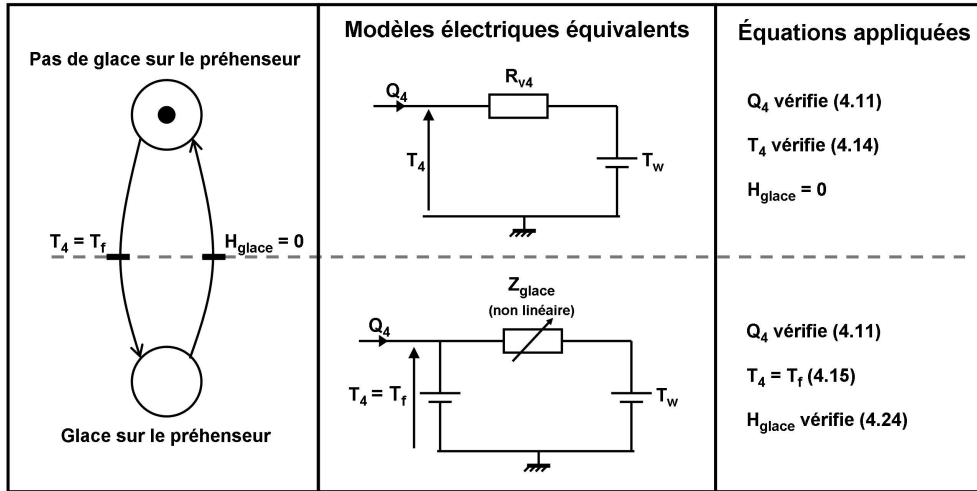


FIG. 4.11 – Synthèse de la modélisation de la formation du microvolume de glace.

### 4.3 Validation des modèles électriques équivalents du système

Un des avantages de la modélisation thermique en utilisant l'analogie électrique est la possibilité de connecter les modèles électriques équivalents des sous-systèmes. Le modèle électrique équivalent du système de micromanipulation immergée par changement de phase est alors obtenu en connectant les modèles électriques équivalents de chacun de ses composants schématisés sur la figure 4.1. Leur validation a été effectuée à chacune des étapes de connexion :

1. validation du modèle électrique équivalent associant le système de refroidissement par convection forcée et le MiniPeltier ;
2. validation du modèle électrique équivalent associant le système de refroidissement par convection forcée, le MiniPeltier et le radiateur du MicroPelt ;
3. validation du modèle électrique équivalent de tout le système.

Les modèles électriques équivalents ont été simulés avec Simulink<sup>TM</sup> et Matlab<sup>TM</sup> 7.0. Nous avons comparé les résultats obtenus à partir de ces simulations aux résultats expérimentaux.

#### 4.3.1 Validation du modèle électrique du sous-système « système de refroidissement par convection forcée - MiniPeltier »

Lorsque le MiniPeltier est détaché du restant du système de micromanipulation immergée par changement de phase, sa face froide est en convection libre avec l'air. La

chaleur traversant sa face froide  $Q_2$  s'écrit alors :

$$Q_2 = h_a S_2 (T_a - T_2) \quad (4.25)$$

où  $h_a = 150 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$  est le coefficient de convection de l'air,  $S_2 = 38,44 \text{ mm}^2$  est la surface de la face froide du MiniPeltier et  $T_a$  est la température de l'air mesurée expérimentalement.

En utilisant l'analogie électrique, nous pouvons définir la résistance thermique de convection  $R_{v2}$  entre la surface froide du MiniPeltier et l'air comme étant :

$$R_{v2} = \frac{1}{h_a S_2} \quad (4.26)$$

Le modèle électrique équivalent du MiniPeltier fixé au système de refroidissement par convection forcée est donc celui schématisé en figure 4.12. Pour le valider, nous avons comparé la différence des températures entre les faces du module obtenue avec le modèle électrique analogue et celle obtenue expérimentalement en régime statique en fonction du courant appliqué.

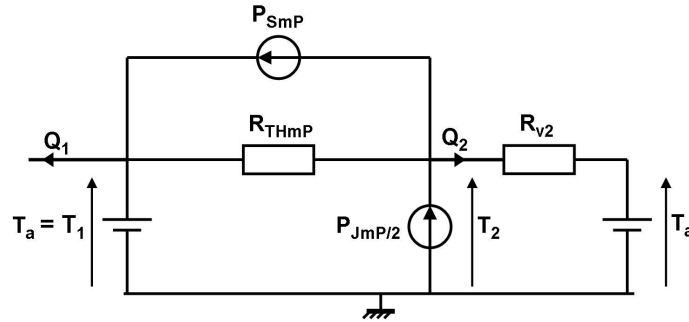


FIG. 4.12 – Modèle électrique équivalent du système de refroidissement par convection forcée fixé au MiniPeltier.

À partir de la figure 4.12 nous pouvons établir :

$$T_1 - T_2 = R_{THmP} \left( P_{SmP} - P_{JmP/2} + \frac{T_a - T_2}{R_{v2}} \right) \quad (4.27)$$

Pour obtenir  $T_1 - T_2$  en fonction du courant  $i_{mP}$ , les expressions des sources de courant  $P_{SmP}$  et  $P_{JmP/2}$  doivent être remplacées par leur définition en figure 4.2. Sachant de plus que  $T_1 = T_a$ , nous obtenons :

$$T_a - T_2 = \frac{R_{v2} R_{THmP} (2\alpha_{mP} T_a i_{mP} - R_{mP} i_{mP}^2)}{2(R_{v2} - R_{THmP} + \alpha_{mP} R_{v2} R_{THmP} i_{mP})} \quad (4.28)$$

Les informations numériques du coefficient Seebeck  $\alpha_{mP}$ , de la résistance électrique  $R_{mP}$ , et de la résistance thermique  $R_{THmP}$  du MiniPeltier sont établies dans le tableau 4.1, page 123, tandis que la résistance thermique  $R_{v2} = 173 \text{ K/W}$ .

Nous avons testé expérimentalement le MiniPeltier connecté au système de refroidissement par convection forcée indépendamment du restant du système (voir figure 4.13). La température sur la face froide  $T_2$  du MiniPeltier a été mesurée avec un microthermocouple, tandis que la température de l'air  $T_a$  a été mesurée à l'aide d'un thermomètre digital ( $T_a = 21,4^\circ\text{C}$ ). Le courant  $i_{mP}$  appliqué est compris entre 0 et 1,1 A. Les mesures des températures relevées correspondent aux valeurs atteintes en régime stationnaire après chaque valeur de  $i_{mP}$  appliquée.

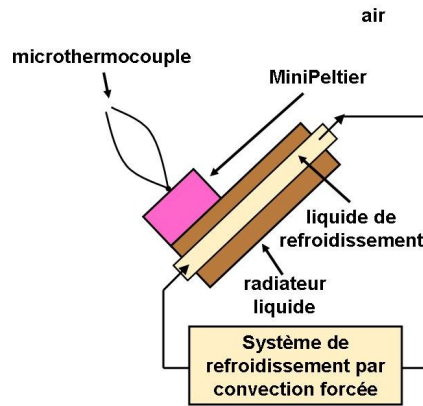


FIG. 4.13 – Système utilisé pour valider le modèle électrique équivalent du sous-système « système de refroidissement par convection forcée - MiniPeltier ».

La figure 4.14 présente les courbes de la différence de température obtenues, d'une part, à partir des mesures expérimentales et, d'autre part, à partir de la modélisation électrique établie par (4.28).

Bien que la modélisation par analogie électrique du sous-système formé par le système de refroidissement par convection forcée et le MiniPeltier ne tienne pas compte ni des résistances de contact entre le radiateur liquide et le MiniPeltier (négligées dans notre analyse), ni des résistances des connecteurs, le modèle électrique équivalent est satisfaisant.

#### 4.3.2 Validation du modèle électrique équivalent du sous-système « système de refroidissement par convection forcée - MiniPeltier - radiateur du MicroPelt »

La validation du modèle électrique équivalent dynamique du sous-système comprenant le système de refroidissement par convection forcée, le MiniPeltier et le radiateur du

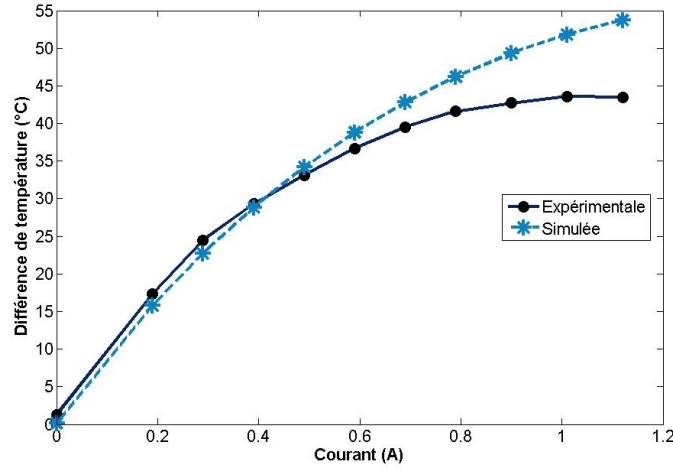


FIG. 4.14 – Différence de température entre la face chaude et la face froide du MiniPeltier  $T_1 - T_2$  obtenue avec le modèle électrique équivalent (figure 4.12) et de manière expérimentale.

MicroPelt a été effectuée en comparant la température  $T_3$  à la surface (3) du radiateur du MicroPelt obtenue expérimentalement à celle issue du modèle électrique analogue.

Le modèle électrique équivalent dynamique du sous-système analysé est présenté en figure 4.15. La température  $T_3$  dépend du courant  $i_{mP}$  appliqué au MiniPeltier. La simulation dynamique de ce modèle est donc basée sur ce principe. La figure 4.16 illustre le schéma développé avec le logiciel Simulink<sup>TM</sup> pour cette simulation. Il comporte les blocs suivants :

- le radiateur liquide qui impose la température sur la face chaude du MiniPeltier  $T_1$  à la température de l'air  $T_a$  ;
- le MiniPeltier : ce bloc fournit le flux de chaleur  $Q_2$ , établi en (4.5), en fonction du courant  $i_{mP}$  et des températures  $T_1$  et  $T_2$  ;
- le radiateur du MicroPelt : les températures  $T_2$  et  $T_3$  en fonction des flux de chaleur  $Q_2$  et  $Q_3$  sont obtenues en vérifiant le modèle électrique équivalent présenté en la figure 4.4<sup>2</sup> et repris en figure 4.15 ;
- la convection : la surface (3) est complètement immergée et en convection libre avec l'eau. Le calcul du flux de chaleur  $Q_3$  en fonction de la température  $T_3$  se base sur la figure 4.15, sachant que  $R_{v3} = 1/(h_w S_3)$  avec  $h_w = 1500 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$  et  $S_3 = 4,9 \text{ mm}^2$ .

Le tableau 4.4 résume les informations numériques appliquées aux blocs décrits ci-dessus pour simuler le modèle électrique équivalent de la figure 4.15. Le courant  $i_{mP}$  simulé correspond au courant  $i_{mP}$  expérimental.

<sup>2</sup>L'équation d'état (3.68) valable pour le modèle électrique équivalent du radiateur est utilisée pour cette simulation.

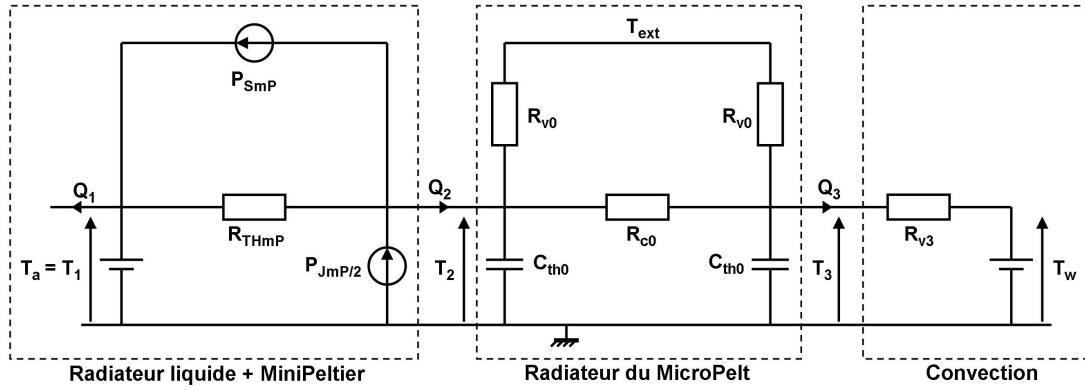


FIG. 4.15 – Modèle électrique équivalent du sous-système composé par le système de refroidissement par convection forcée, le MiniPeltier et le radiateur du MicroPelt.

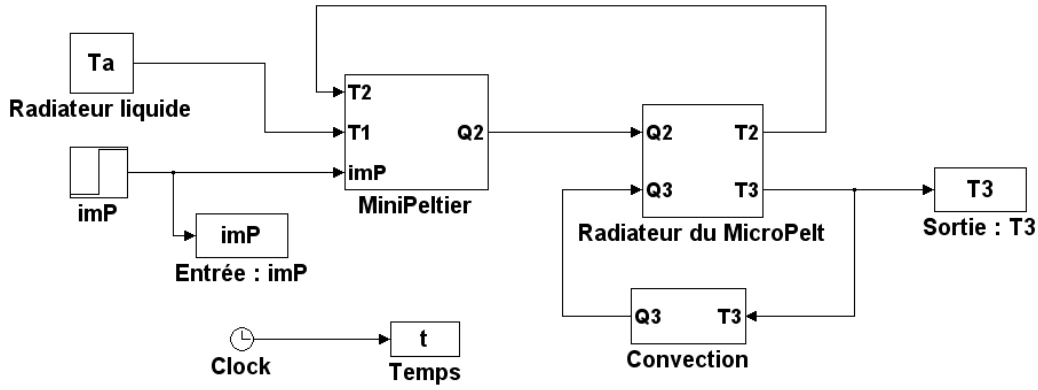


FIG. 4.16 – Modèle de simulation du modèle électrique équivalent « système de refroidissement par convection forcée - MiniPeltier - radiateur du MicroPelt ».

Pour le test dynamique expérimental, le radiateur du MicroPelt seul (sans le MicroPelt) est partiellement plongé dans la piscine de manipulation (voir figure 4.5). La température de l'eau,  $T_w$ , et la température sur la surface (3),  $T_3$ , sont mesurées de manière continue à l'aide des microthermocouples. La température de l'eau est refroidie grâce à la plaque réfrigérée. La température de l'air  $T_a$  est mesurée avec un thermomètre digital. À l'état initial, toutes les températures sont constantes et le courant du MiniPeltier  $i_{mP}$  égal à zéro. À  $t = 0$ , un courant  $i_{mP}$  est appliqué sous forme d'échelon de 0,1 A d'amplitude. Une fois le régime statique établi, un nouvel échelon de la même amplitude est appliqué. Cette opération est répétée jusqu'à ce que  $i_{mP} = 1$  A.

La figure 4.17 présente la courbe de la température  $T_3$  obtenue expérimentalement et celle obtenue avec le modèle électrique équivalent, ainsi que le courant  $i_{mP}$  appliqué au MiniPeltier. Nous pouvons constater que pour  $0 \leq i_{mP} \leq 0,6$  A, les deux courbes sont très proches. Cependant, lorsque  $0,7 \leq i_{mP} \leq 1$  A, le modèle électrique ne prend pas a

TAB. 4.4 – Paramètres de simulation du modèle électrique équivalent incluant le système de refroidissement par convection forcée, le MiniPeltier et le radiateur du MicroPelt.

Paramètre	Valeur	Unité
Radiateur liquide		
$T_a$	295,5	K
MiniPeltier		
$\alpha_{mP}$	0,007	V/K
$R_{mP}$	1,12	$\Omega$
$R_{THmP}$	122	K/W
Radiateur du MicroPelt		
$R_{c0}$	3,3	K/W
$R_{v0}$	36,1	K/W
$C_{th0}$	0,48	J/K
$T_{ext}$	281,1	K
Convection		
$R_{v3}$	136	K/W
$T_w$	274,2	K

*priori* suffisamment en compte ni les jonctions mécaniques ni les connexions électriques (résistances de contact) que nous avons négligées. Alors, la température  $T_3$  expérimentale se stabilise tandis que la température  $T_3$  simulée continue à diminuer. Ainsi, pour les fortes valeurs du courant  $i_{mP}$ , il apparaît la même difficulté observée en fig. 4.14. Celle-ci est l'une des problématiques de la méthode de modélisation employée, où les erreurs peuvent être propagées.

Néanmoins, même si les paramètres thermoélectriques du modèle électrique équivalent du radiateur du MicroPelt ont été obtenus à partir du modèle statique, et le modèle électrique équivalent du MiniPeltier ne considère pas les résistances de contact, leur application au modèle électrique équivalent dynamique du sous-système analysé reste satisfaisante. Ce modèle électrique équivalent est donc validé.

### 4.3.3 Validation du modèle électrique équivalent du système complet

Le développement du modèle électrique équivalent du système de micromanipulation immergée par changement de phase répond au besoin de contrôler la formation de la glace à travers les courants électriques  $i_{mP}$  du MiniPeltier et  $i_{\mu P}$  du MicroPelt. Ainsi, la validation du modèle électrique équivalent du système complet est donnée par



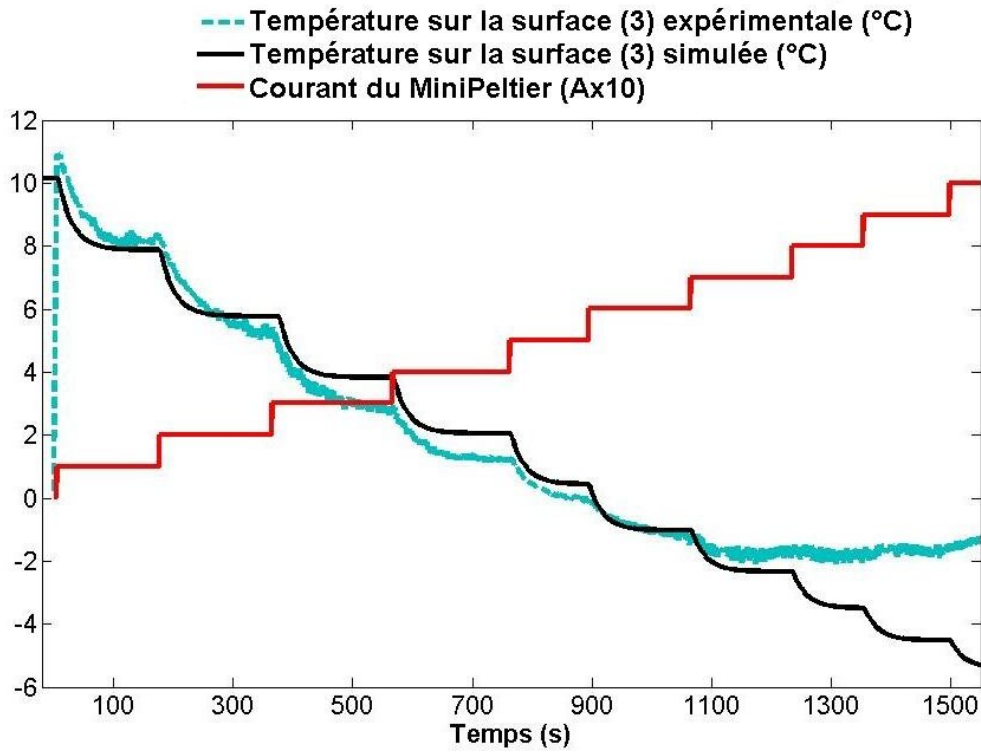


FIG. 4.17 – Évolution du courant  $i_{mP}$  appliqué au MiniPeltier et de la température  $T_3$  sur la surface (3) du radiateur du MicroPelt obtenue expérimentalement et à partir de la simulation du modèle électrique équivalent étudié (figure 4.15).

la comparaison dynamique de la hauteur du microvolume de glace  $H_{glace}$  obtenue à partir de la modélisation thermoélectrique du système et celle mesurée à partir des tests expérimentaux.

### Modèle électrique équivalent du système complet

Le modèle électrique équivalent du micromanipulateur immergé par changement de phase est constitué des modèles électriques équivalents de chacun de ses composants connectés entre eux. Ainsi, ces modèles électriques équivalents sont associés dans l'ordre suivant :

1. modèle électrique équivalent du MiniPeltier en considérant le système de refroidissement par convection forcée,
2. modèle électrique équivalent du radiateur du MicroPelt,
3. modèle électrique équivalent du MicroPelt,
4. modèles électriques décrivant l'absence ou la présence de glace sur le préhenseur.

Le modèle électrique équivalent du micromanipulateur immergé par changement de phase est donc celui schématisé en figure 4.18.

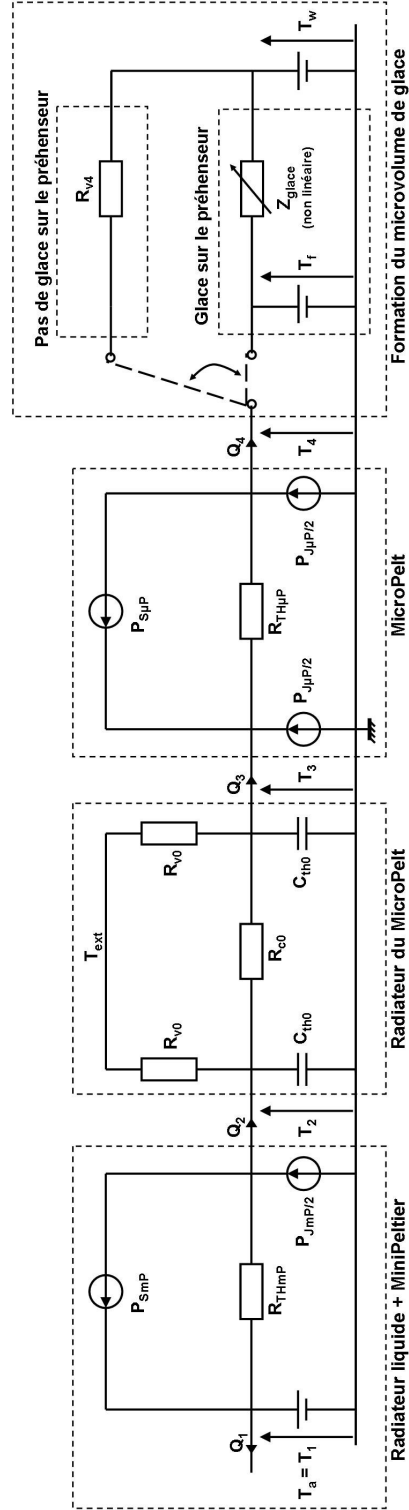


FIG. 4.18 – Modèle électrique équivalent du micromanipulateur immergé par changement de phase.

### Modèle de simulation du système complet

Le modèle électrique équivalent du système complet du micromanipulateur immergé par changement de phase a également été simulé avec Simulink<sup>TM</sup> et Matlab<sup>TM</sup>. Le modèle de simulation est celui de la figure 4.19. À travers ce modèle, nous pouvons évaluer la croissance de la glace  $H_{glace}$  en fonction des deux courants électriques  $i_{mP}$  et  $i_{\mu P}$  appliqués respectivement au MiniPeltier et au MicroPelt.

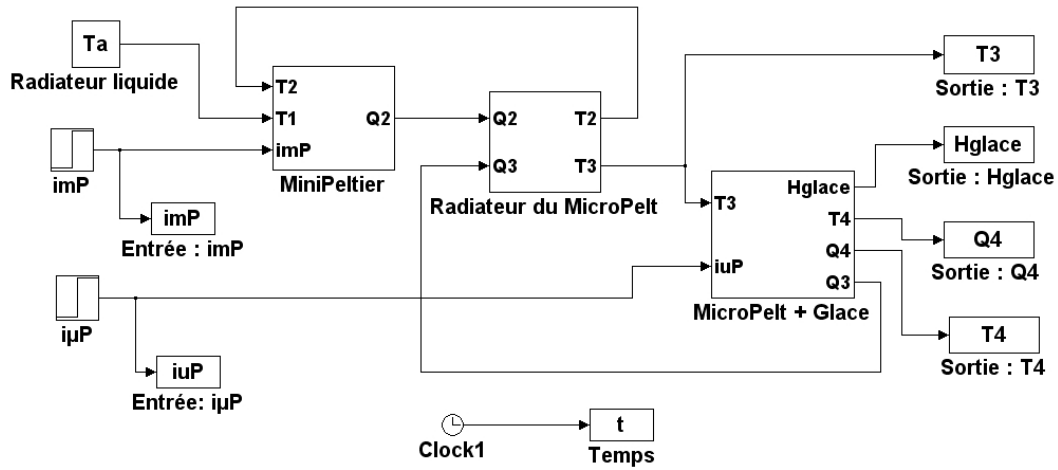


FIG. 4.19 – Modèle de simulation du système de micromanipulation immergée par changement de phase.

Ce modèle utilise les blocs du radiateur liquide, du MiniPeltier et du radiateur du MicroPelt décrits dans la section précédente. À ces blocs, nous avons ajouté le bloc « MicroPelt + Glace » simulant le modèle non linéaire de la formation du microvolume de glace synthétisé en figure 4.11, page 134.

Les données numériques qui interviennent dans ce modèle, outre les paramètres indiqués dans le tableau 4.4 correspondants aux blocs du radiateur liquide, du MiniPeltier et du radiateur du MicroPelt, sont résumés dans le tableau 4.5.

La figure 4.20 illustre le fonctionnement du modèle de simulation du système de micromanipulation immergée par changement de phase :

- (a) les températures sur la face chaude  $T_3$  et sur la face froide  $T_4$  du MicroPelt sont stationnaires, les courants du MiniPeltier  $i_{mP}$  et du MicroPelt  $i_{\mu P}$  sont égaux à zéro ( $i_{mP} = i_{\mu P} = 0$  A), et la hauteur de la glace est nulle ( $H_{glace} = 0$   $\mu\text{m}$ ) ;
- (b) seul le courant du MiniPeltier  $i_{mP}$  est activé à 0,4 A ( $i_{mP} = 0,4$  A,  $i_{\mu P} = 0$  A). Cette valeur est conservée tout au long de la simulation. Les températures  $T_3$  et  $T_4$  diminuent mais  $T_4$  est toujours supérieure à la température de fusion  $T_f$  : la hauteur de la glace reste nulle ( $H_{glace} = 0$   $\mu\text{m}$ ) ;

TAB. 4.5 – Paramètres de simulation du bloc « MicroPelt + Glace » du modèle électrique équivalent du système de micromanipulation immergée par changement de phase.

Paramètre	Valeur	Unité
MicroPelt		
$\alpha_{\mu P}$	0,001	V/K
$R_{\mu P}$	0,2	$\Omega$
$R_{TH\mu P}$	62,5	K/W
$d_{\mu P}$	812	$\mu\text{m}$
Convection		
$R_{v4}$	1637	K/W
$h_w$	1500	W/(m <sup>2</sup> .K)
$T_w$	1,2	°C
Glace		
$\rho_{glace}$	920	kg/m <sup>3</sup>
$L_f$	330	kJ/kg
$T_f$	0	°C

- (c) le courant du MicroPelt  $i_{\mu P}$  est activé à 0,5 A ( $i_{mP} = 0,4$  A,  $i_{\mu P} = 0,5$  A). La température  $T_4$  chute et devient égale à la température de fusion  $T_f$  ( $T_4 = T_f = 0^\circ\text{C}$ ), ce qui provoque la croissance du microvolume de glace ( $H_{glace} > 0 \mu\text{m}$ ). La température  $T_3$  augmente légèrement puisque connectée à la face chaude du MicroPelt désormais activé;
- (d) le courant du MicroPelt  $i_{\mu P}$  est remis à zéro ( $i_{\mu P} = 0$  A), le microvolume de glace fond et  $H_{glace}$  diminue. Le modèle de la fonte de glace ne correspond pas ici à la réalité où la glace se détache de la face froide du MicroPelt. La température  $T_4$  reste égale à  $T_f$  tant que  $H_{glace}$  est supérieure à zéro. La température  $T_3$  continue à diminuer car  $i_{mP} = 0,4$  A;
- (e) le microvolume de glace est complètement fondu ( $H_{glace} = 0 \mu\text{m}$ ) et les températures  $T_3$  et  $T_4$  reprennent leur évolution sans présence de glace. Les courants  $i_{mP}$  et  $i_{\mu P}$  gardent leurs valeurs précédentes ( $i_{mP} = 0,4$  A,  $i_{\mu P} = 0$  A).

Cette simulation ne tient pas compte de la surfusion observée pendant les expérimentations, laquelle provoque un temps de retard dans la cristallisation de l'eau. Nous considérons alors en simulation que la croissance de la glace commence immédiatement après l'application de l'échelon de courant du MicroPelt  $i_{\mu P}$  et que la température de fusion  $T_f$  est égale à  $0^\circ\text{C}$ .

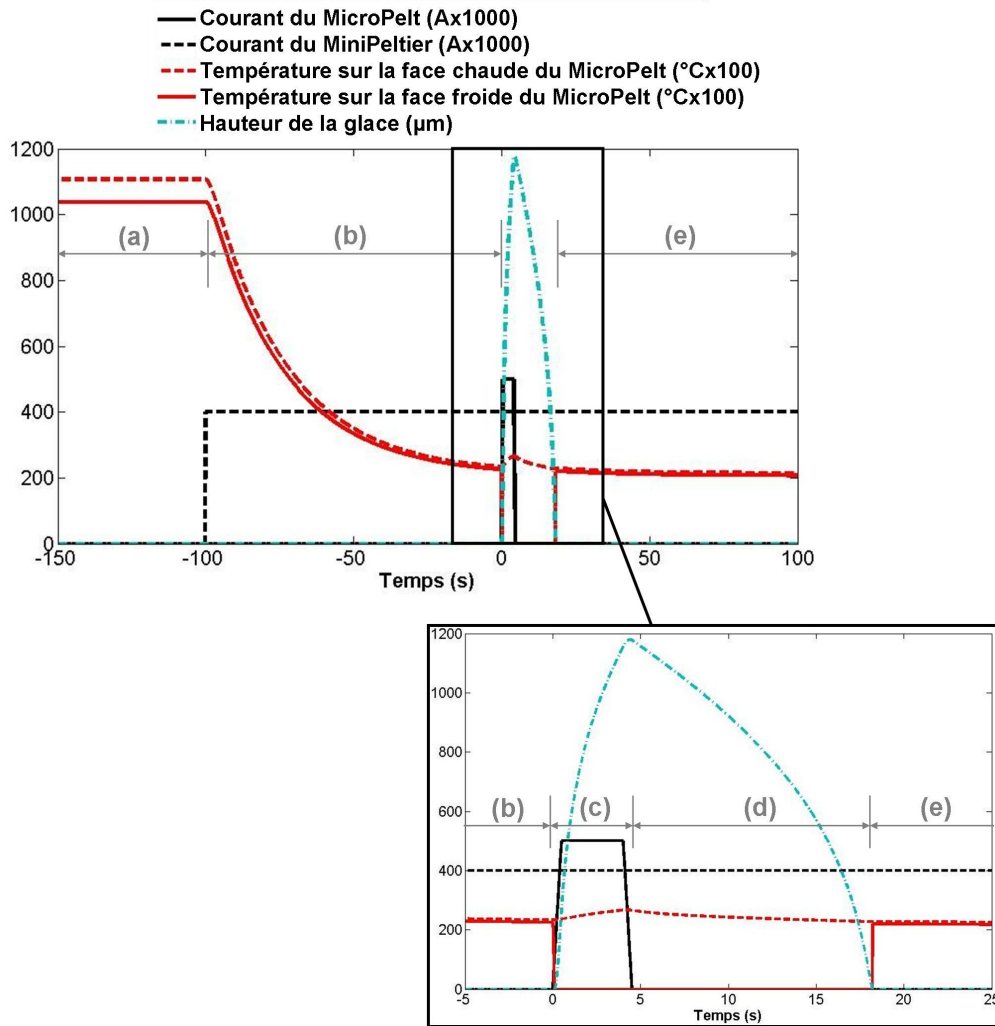


FIG. 4.20 – Évolution des courants du MicroPelt  $i_{\mu P}$  et du MiniPeltier  $i_{mP}$ , des températures sur la face chaude  $T_3$  et la face froide  $T_4$  du MicroPelt, et de la hauteur de la glace  $H_{glace}$  obtenue par la simulation du modèle électrique équivalent du système de micromanipulation immergée par changement de phase.

### Description de l'expérimentation

La séquence expérimentale pour générer le microvolume de glace sur la face froide du MicroPelt est représentée en figure 4.21 :

1. la température de l'eau est refroidie avec la plaque réfrigérée, les courants du MiniPeltier et le MicroPelt sont nuls ( $i_{mP} = i_{\mu P} = 0$  A) et les températures stationnaires ;
2. le MiniPeltier est activé en lui appliquant un courant  $i_{mP}$  égal à 0,9 A ( $i_{mP} = 0,9$  A) afin de diminuer la température du radiateur du MicroPelt. Ce courant

est fortement dépendant des conditions expérimentales d'immersion du préhenseur (surfaces immergées du radiateur du MicroPelt, volume et température de l'eau, etc.). Dans cette expérimentation, le courant  $i_{mP}$  nécessaire pour refroidir le radiateur du MicroPelt est supérieur au courant  $i_{mP}$  simulé. Ce courant n'est plus modifié pendant toute l'expérimentation. Le courant du MicroPelt reste égal à zéro ( $i_{\mu P} = 0$  A) ;

3. un courant  $i_{\mu P} = 0,5$  A active le MicroPelt refroidissant localement l'eau, l'eau est en état de surfusion ;
4. la génération du microvolume de glace se produit. Celle-ci continue à croître tant que les courants gardent les intensités appliquées ( $i_{mP} = 0,9$  A et  $i_{\mu P} = 0,5$  A) ;
5. le courant du MicroPelt est inversé ( $i_{\mu P} = -0,5$  A), la face froide du MicroPelt se réchauffe et le microvolume de glace fond ;
6. dans le but de répéter le processus de création et fonte du microvolume de glace, nous imposons un signal carré ( $\pm 0,5$  A) au courant  $i_{\mu P}$ .

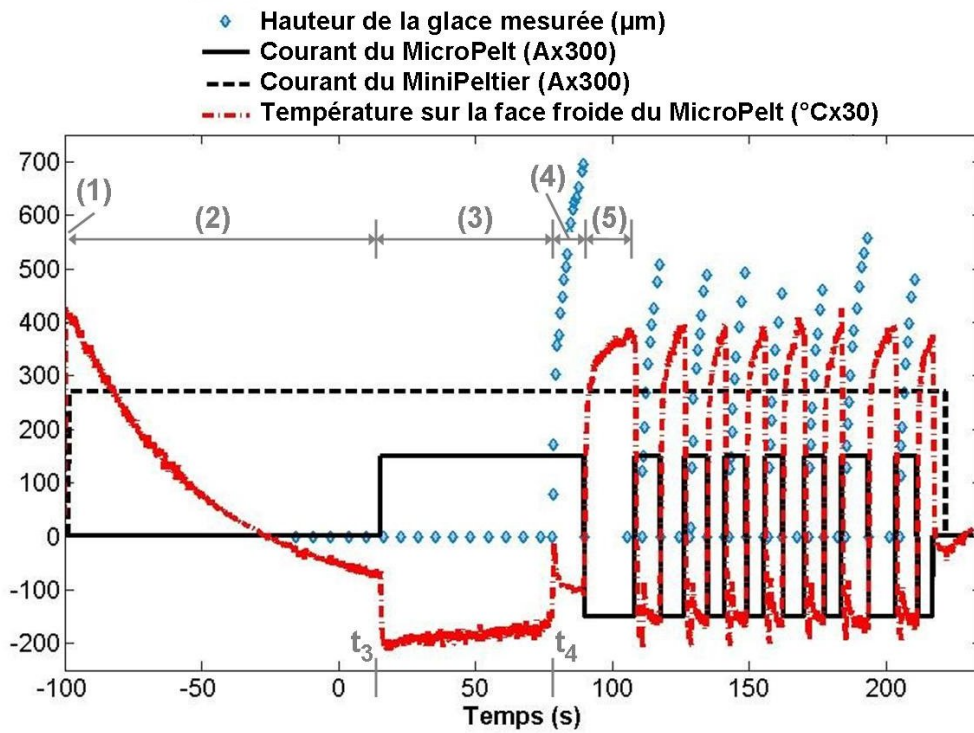


FIG. 4.21 – Séquence expérimentale de la génération de la glace : évolution de la hauteur de la glace  $H_{glace}$ , courants du MiniPeltier  $i_{mP}$  et du MicroPelt  $i_{\mu P}$  et température sur la face froide du MicroPelt  $T_4$ .

Cette séquence (vue supérieure) est filmée à l'aide d'une caméra CDD. La hauteur de la glace  $H_{glace}$  est mesurée manuellement dans chaque image saisie. La figure 4.21

présente l'évolution dynamique expérimentale de la hauteur de la glace  $H_{glace}$ , des courants  $i_{mP}$  et  $i_{\mu P}$  et de la température  $T_4$  dès l'activation du MicroPelt. Nous pouvons noter que la première cristallisation de l'eau apparaît (en  $t_4$ ) quelques secondes après l'application de l'échelon  $i_{\mu P} = 0,5$  A (en  $t_3$ ). Ce phénomène, causé par la surfusion, n'est plus remarqué lors des cristallisations suivantes.

### Comparaison de la croissance de la glace expérimentale et simulée

Afin de valider le modèle électrique équivalent du système de micromanipulation immergée par changement de phase, nous comparons la hauteur de la glace  $H_{glace}$  mesurée expérimentalement avec celle obtenue grâce à la simulation de ce modèle. Pour cette validation, nous avons imposé la température sur la face chaude du MicroPelt  $T_3$  à  $2^\circ\text{C}$ . La figure 4.22 présente les courbes obtenues.

Le modèle de simulation du modèle électrique équivalent impose la génération du microvolume de glace juste après l'activation du MicroPelt. De ce fait, pour la première cristallisation, le courant  $i_{\mu P}$  simulé a été volontairement retardé par rapport au courant  $i_{\mu P}$  expérimental afin que  $H_{glace}$  mesurée et  $H_{glace}$  simulée débutent en même temps. Cette première cristallisation n'est pas donc représentative. Pour les cristallisations suivantes, les deux courants, simulé et expérimental, gardent la même dynamique. Quant à la fonte de la glace, le modèle ne correspond pas ici à la réalité, où la glace se détache de la face froide du MicroPelt.

Il est évident que  $H_{glace}$  simulée est nettement plus élevée que  $H_{glace}$  expérimentale. Les modèles électriques équivalents des modules à effet Peltier ne prennent pas compte des résistances de contact sur les bornes de connexion et les jonctions. Les pertes dues à celles-ci deviennent alors plus importantes que l'effet Peltier, ce qui implique que le flux de chaleur expérimental fourni par les modules à effet Peltier est inférieur au flux de chaleur simulé : le microvolume de glace simulé se crée donc plus rapidement que le microvolume de glace expérimental.

Malgré ces différences, le modèle électrique équivalent du système de micromanipulation immergée par changement de phase permet de suivre en temps réel la génération du microvolume de glace en fonction des courants des deux modules à effet Peltier.

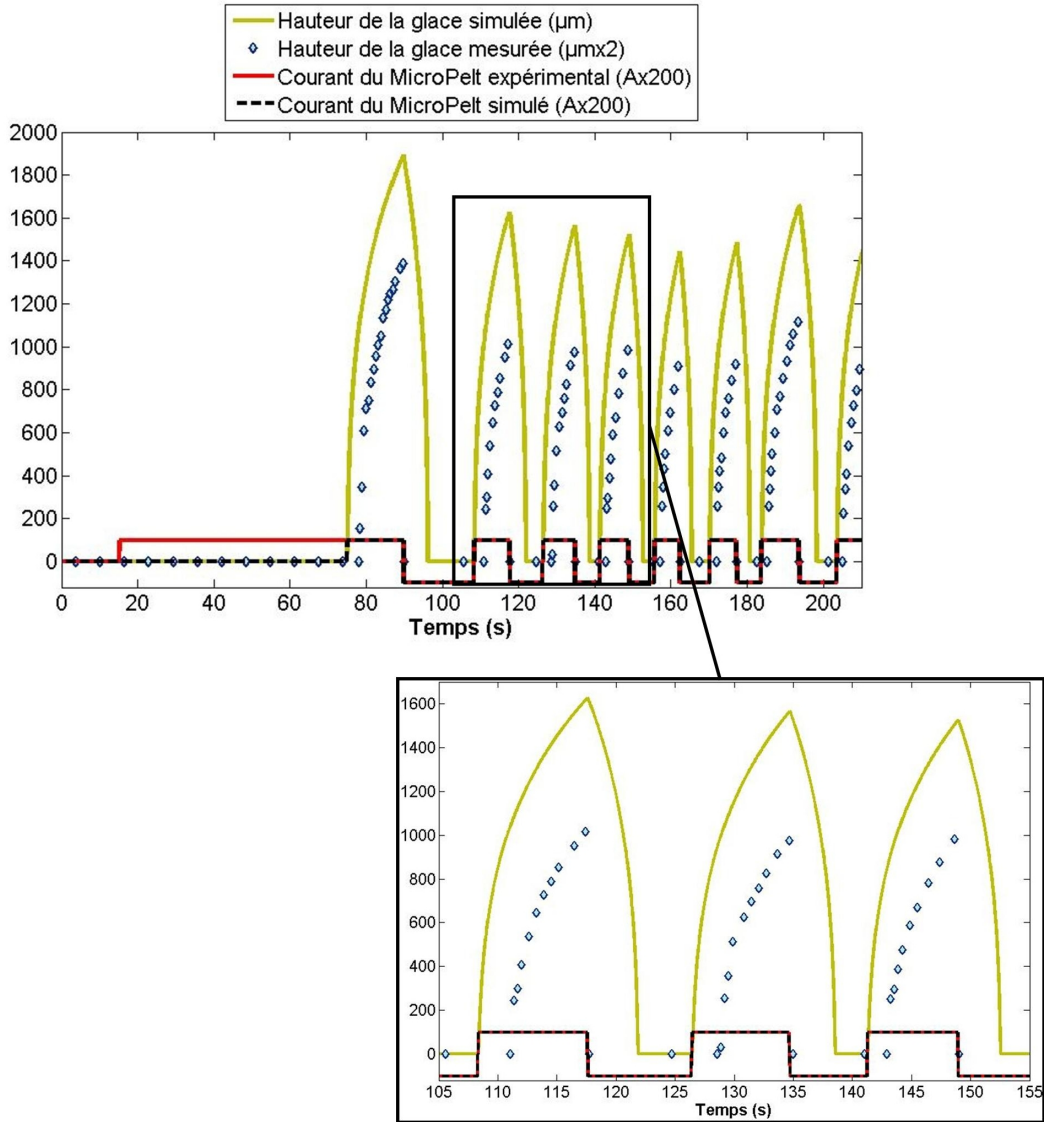


FIG. 4.22 – Comparaison des hauteurs de glace  $H_{glace}$  et des courants  $i_{\mu P}$  obtenus par simulation du modèle électrique équivalent et par expérimentation du système de micromanipulation immergée par changement de phase.

## 4.4 Conclusion

La modélisation des problèmes thermiques complexes par analogie électrique présente de nombreux avantages tels que la flexibilité, la précision des résultats, le calcul en temps réel et la connexion aisée de plusieurs modèles entre eux. Nous avons ainsi développé un modèle électrique dynamique propre au système de micromanipulation immergée par changement de phase proposé dans ce travail. Celui-ci est basé sur les modèles électriques



équivalents de chacun de ces composants : le MiniPeltier, le radiateur du MicroPelt et le MicroPelt.

Les paramètres des modèles électriques équivalents des deux modules à effet Peltier dépendent de leurs paramètres physiques déjà calculés lors de leur modélisation par éléments finis. Ils ont été alors appliqués aux modèles électriques équivalents présentés.

Le modèle électrique équivalent du radiateur du MicroPelt correspond au modèle électrique équivalent développé pour une structure élancée. Cependant, vu que la géométrie et les transferts thermiques du radiateur étaient plus complexes, l'identification des paramètres thermoélectriques du modèle statique a été effectuée de manière expérimentale ; les paramètres du modèle dynamique étant calculés de manière analytique.

Afin de valider ces modèles, ils ont été connectés un par un, puis ils ont été simulés et comparés aux résultats expérimentaux à chaque étape de connexion. Pour compléter la simulation, nous avons établi un modèle thermoélectrique du comportement thermique du MicroPelt en présence et en absence de glace, ainsi que de la formation du microvolume de glace.

À partir des résultats obtenus, le modèle électrique analogue résultant du système de micromanipulation immergée par changement de phase permet donc d'observer de manière satisfaisante et en temps réel la génération du microvolume de glace en fonction des courants électriques appliqués aux deux modules à effet Peltier. Ainsi, grâce à ce modèle, la commande de la formation de la glace à partir des deux courants électriques pourra être étudiée.

# Conclusion et perspectives

## Conclusion

La micromanipulation et le micro-assemblage sont en expansion depuis un peu plus d'une dizaine d'années. Cependant, le développement de stratégies adaptées aux contraintes imposées par la réduction d'échelle reste encore aujourd'hui un défi majeur et, par conséquent, un champ de recherche ouvert.

Les systèmes de micromanipulation et micro-assemblage doivent prendre en compte notamment les dimensions des objets manipulés (entre 1  $\mu\text{m}$  et 1 mm) et leur comportement à ces échelles. Ceci entraîne de difficultés lors de leur préhension, la mesure des micro-efforts exercés, les moyens de visualisation de la scène de travail et l'automatisation des tâches de micromanipulation. En effet, le comportement des micro-objets à ces échelles dépend essentiellement des forces surfaciques (électrostatique, capillaire, van der Waals) et de contact (pull-off) nettement prédominantes devant les forces de gravité et les forces d'inertie. Fortement dépendantes du milieu environnant, ces forces diminuent sensiblement quand les objets sont immergés. Ce phénomène, ajouté à l'augmentation des forces hydrodynamiques qui limitent la vitesse maximale des objets, permet de réduire des perturbations dues aux effets d'adhésion et électrostatiques et à la sortie des objets de la zone de travail. La réalisation des tâches de micromanipulation au sein d'un liquide, par exemple l'eau, apparaît alors comme une voie prometteuse. Dans cette optique, nous avons développé un micromanipulateur original capable de travailler de manière complètement immergée.

Les préhenseurs par glace dans l'air sont apparus comme une option flexible par rapport à la forme et au matériau des objets manipulés et fournissent des forces de préhension importantes. Cependant, l'eau nécessaire à leur fonctionnement est généralement fournie par un dispositif extérieur. En outre, la dépose des objets est perturbée par la force de capillarité causée par les résidus d'eau qui ne se sont pas évaporés. Plus généralement, le processus de relâche dans la plupart des micropréhenseurs à contact mécanique entre le préhenseur et l'objet est rendu difficile par les forces d'adhésion. Des stratégies de dépose des objets doivent par conséquent être établies afin d'assurer la relâche et le positionnement des objets manipulés.

Le micromanipulateur par changement de phase que nous proposons, adapté au milieu liquide, profite des avantages de la micromanipulation immergée en général et de ceux des cryo-préhenseurs, sans subir les inconvénients de ces derniers. En effet, notre

préhenseur exploite son milieu pour générer un microvolume de glace et saisir l'objet à manipuler ; puis, pour le libérer, la glace est fondue et se mélange au milieu sans apparition de la force de capillarité. Le nouveau micromanipulateur immergé par changement de phase permet donc d'effectuer la saisie et la dépose d'un micro-objet en réduisant considérablement les perturbations dues aux effets d'adhésion. Ceci a été vérifié lors des manipulations des micro-objets dont la plus grande dimension était de  $600\ \mu\text{m}$  et la plus petite de  $100\ \mu\text{m}$ .

Le prototype du micromanipulateur immergé par changement de phase que nous avons développée est constitué de deux modules à effet Peltier et leurs radiateurs respectifs (un radiateur en cuivre et un système de refroidissement par convection forcée). L'actionnement thermique du micromanipulateur proposé est fourni par les deux modules à effet Peltier associés en cascade. Les principaux avantages des modules à effet Peltier sont leur réversibilité et la facilité d'accès à leur grandeur de commande : un courant électrique. Nous avons construit les modèles des deux modules, lesquelles ont été intégrés à une simulation par éléments finis du système complet. Cette simulation a permis de valider le principe de fonctionnement et de dégager les courants optimaux utilisés pendant les expérimentations.

L'analyse dynamique des échanges thermiques du système de micromanipulation immergée par changement de phase est fondamentale pour optimiser sa conception et étudier sa commande. La simulation par éléments finis n'étant pas adaptée à ce besoin, nous avons choisi d'établir un modèle fondé sur l'analogie électrique. Cette méthode présente de nombreux avantages tels que la flexibilité, la précision, le calcul en temps réel et l'association aisée des différents sous-systèmes entre eux. Elle est souvent utilisée pour la modélisation de systèmes thermiques plans.

Après une revue des différents dispositifs thermiques, notamment de micro-actionneurs thermiques, les transferts thermiques dans une structure élancée sont apparus de manière récurrente. Nous avons alors développé et validé les modèles électriques équivalents statique et dynamique du problème thermique posé par une structure élancée générique. Les domaines de validité des nouveaux modèles ont également été démontrés. Le cadre applicatif de cette étude ne se limite donc pas uniquement à notre système, mais pourra s'étendre aux microsystèmes thermiques de manière plus générale.

La maîtrise de la génération de la glace dans la partie active du préhenseur proposé nécessitant la connaissance des températures dans le système complet, nous avons établi un modèle électrique analogue propre au système complet de micromanipulation immergée par changement de phase obtenu par l'interconnexion des composants élémentaires. Ce modèle a donc été obtenu à partir des modèles électriques équivalents de chacun des composants du système (modules à effet Peltier, radiateur en cuivre et système de refroidissement par convection forcée) et du modèle électrique équivalent de la

formation de la glace. La modélisation thermoélectrique développée permet l'observation de la dynamique de la génération du microvolume de glace en fonction des courants électriques appliqués aux deux modules à effet Peltier.

Ces travaux ont ainsi débouché sur la réalisation d'un prototype fonctionnel d'un préhenseur adapté au micromonde mettant en œuvre un principe original, ainsi que sur la production d'un modèle thermique générique par analogie électrique qui a permis la modélisation du système.

Finalement, les travaux relatés dans ce document proposent une contribution à l'étude et la modélisation des stratégies de micromanipulation innovantes adaptées à des nouvelles conditions de travail immergées.

## Perspectives

À partir des travaux présentés dans ce mémoire, nous pouvons dégager quelques perspectives permettant l'amélioration du système de micromanipulation immergée par changement de phase.

L'analyse de la force d'interaction de la glace permettra d'établir les limites des objets à manipuler et une corrélation entre cette force, le matériel de l'objet et l'épaisseur de la glace, parmi d'autres facteurs, afin de continuer la caractérisation du système.

En s'appuyant sur la modélisation par analogie électrique du système proposé, ajouté à un système de perception et un capteur de température par exemple, un système de commande de la génération de la glace en temps réel pourra être conçu via les deux courants électriques respectifs aux deux modules à effet Peltier. Ceci représentera un premier pas vers le contrôle et l'automatisation du système.

La mise en place de l'effecteur permettra de réduire la surface active du préhenseur et, par conséquent, les dimensions caractéristiques des objets manipulés. Au vu de l'absence de perturbations provoquées par les effets d'adhésion lors de la dépose des objets, le système proposé est favorable à sa miniaturisation, en visant la manipulation des objets de dimensions caractéristiques inférieures à 100  $\mu\text{m}$ .

Le transfert du système de micromanipulation immergée par changement de phase vers une station de micromanipulation ou micro-assemblage plus finalisée, voire industrielle, demande la résolution de problématiques propres au milieu liquide concernant d'abord l'insertion et le séchage des microcomposants et microsystèmes assemblés. Ces tâches d'entrée-sortie du milieu et de séchage posent un problème qui demande la modélisation et la réalisation de solutions innovantes.

Des systèmes de perception (position-force) adaptés aux conditions immergées de travail et considérant le changement d'interface air-liquide doivent également être étudiés. La recherche des capteurs d'efforts aux échelles micrométriques est actuellement

fortement contrainte par des aspects technologiques et de traitement du signal (du fait du fort niveau de bruit). De façon similaire, les outils de vision doivent permettre la reconstruction des scènes en temps réel et interagir avec les propriétés (indice de réfraction, luminosité, etc.) imposées par les milieux (air, liquide) et les objets à manipuler.

Le système de micromanipulation immergée par changement de phase peut apporter des solutions intéressantes dans une station de micro-assemblage. Lors de l'assemblage de deux pièces, l'une d'entre elles doit être maintenue dans une position fixe, le microvolume de glace pourrait alors être utilisé comme « étau » pour fixer la première pièce à assembler. Un deuxième manipulateur serait chargé d'amener l'autre pièce et d'accomplir la tâche d'assemblage.

De manière générale, le besoin d'approfondir l'analyse du comportement des objets dans le micromonde à travers les forces intervenant à ces échelles, ainsi que l'impact du milieu sur ces forces reste toujours d'actualité. L'étude que nous avons proposé ici pourrait être élargie à l'analyse d'autres liquides comme l'huile ou l'alcool, dont les propriétés (viscosité, vitesse d'évaporation, etc.) sont différentes.

# Publications personnelles

## Revue internationale à comité de lecture

B. LÓPEZ-WALLE, M. GAUTHIER, N. CHAILLET, “Principle of a submerged freeze gripper for micro-assembly”, Accepted in the IEEE Transactions on Robotics, February 2008.

## Communications internationales à comité de lecture

B. LÓPEZ-WALLE, M. GAUTHIER, N. CHAILLET, “Dynamic modelling of a submerged freeze microgripper using a thermal network”, *Proc. of IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM’07)*, 4-7 September 2007, Zurich, Switzerland.

B. LÓPEZ-WALLE, M. GAUTHIER, N. CHAILLET, “A submerged freeze microgripper for micromanipulations”, *Proc. of IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA’07)*, pp. 826-831, 10-14 April 2007, Roma, Italy.

B. LÓPEZ-WALLE, M. GAUTHIER, N. CHAILLET, “Principle of a submerged freeze microgripper”, *Proc. of the 5th International Workshop on Microfactories (IWMF’06)*, 25-27 October 2006, Besancon, France.

B. LÓPEZ-WALLE, M. GAUTHIER, N. CHAILLET, “Submerged freeze gripper to manipulate micro-objects”, *Proc. of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS’06)*, pp. 784-789, 9-15 October 2006, Beijing, China.

M. GAUTHIER, B. LÓPEZ-WALLE, C. CLÉVY, “Comparison between micro-objects manipulations in dry and liquid mediums”, *Proc. of the 6th IEEE International Conference on Computational Intelligence in Robotics and Automation (CIRA’05)*, 27-30 June 2005, Helsinki, Finland.

## Communications internationales sans actes

B. LÓPEZ-WALLE, M. GAUTHIER, N. CHAILLET, “La micromanipulation en milieu liquide : nouvelle approche, intérêt, modèle, premières expérimentations”, *Séminaire de micro-assemblage*, 15 juin 2005, Lausanne, Suisse.

B. LÓPEZ-WALLE, M. GAUTHIER, N. CHAILLET, “Micromanipulations et micro-assemblage d’objets artificiels en milieu liquide : une approche prometteuse”, *Workshop of Microfluidic Assembly*, 11-12 Mai 2005, Lausanne, Suisse.

B. LÓPEZ-WALLE, M. GAUTHIER, N. CHAILLET, “Principe de micromanipulation immergée par glace”, poster, *Ateliers du Laboratoire Européen Associé en Microtechnique*, 12-13 septembre 2006, Arc et Senans, France.

B. LÓPEZ-WALLE, M. GAUTHIER, N. CHAILLET, “Étude et modélisation de la micromanipulation en milieu liquide”, poster, *Ateliers du Laboratoire Européen Associé en Microtechnique*, 20-21 septembre 2005, Arc et Senans, France.

## Communications nationales sans actes

B. LÓPEZ-WALLE, M. GAUTHIER, N. CHAILLET, “Système de micromanipulation immergée par glace”, poster, *Journées Nationales de la Recherche en Robotique (JNRR’07)*, 9-12 octobre 2007, Obernai, France.

# Bibliographie

- [1] J. Abadie, N. Chaillet, and C. LExcellent. An integrated shape memory alloy micro-actuator controlled by the thermoelectric effect. *Sensors and Actuators A*, 99 :297–303, 2002.
- [2] S. F. Ackley and K. Itagaki. Ice adhesion studies : properties of defects in the interfacial region. *Highway Research Board Special Report*, (115) :87–96, 1970.
- [3] P. V. Adrian. *van der Waals forces*. Cambrige, 2005.
- [4] J. Agnus. *Contribution à la manipulation. Étude, réalisation, caractérisation et commande d'une pince piézoélectrique*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2003.
- [5] J. Agnus, P. Nectoux, and N. Chaillet. Overview of microgrippers and design of a micromanipulation station based on a mmoc microgripper. In *Proc. of IEEE CIRA*, Finland, June 2005.
- [6] A. Almansa et al. Assemic : handling and assembly in the micro dimension. In *Proc. of IEEE ISAM*, pages 172–177, USA, 2007.
- [7] Y. H. Anis, J. K. Mills, and W. L. Cleghorn. Vision-based measurement of microassembly forces. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 16 :1639–1652, 2006.
- [8] K. Aoki et al. Microassembly of semiconductor three-dimensional photonic crystals. *Nature Materials*, 2 :117–121, 2003.
- [9] F. Arai and T. Fukuda. Adhesion-type micro endeffector for micromanipulation. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 1472–1477, USA, April 1997.
- [10] F. Arai, M. Nakajima, L. Dong, and T. Fukuda. Pico-newton order force measurement using a calibrated carbon nanotube probe by electromechanical resonance. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 300–305, Taiwan, September 2003.
- [11] Y. Bar-Cohen, editor. *Electroactive polymer (EAP) actuators as artificial muscles*. SPIE Press - The International Society for Optical Engineering (USA), 2001.
- [12] E. Bassous, H. H. Taub, and L. Kuhn. Ink jet printing nozzle arrays etched in silicon. *Applied Physical Letters*, 31 :135, 1977.
- [13] R. W. Bernstein et al. Characterization of fluidic microassembly for immobilization and positioning of drosophila embryos in 2-d arrays. *Sensors and Actuators A : Physical*, 114(2-3) :191–196, 2004.



- [14] C. D. Bevan and I. M. Mutton. Freeze-thaw flow management : a novel concept for high-performance liquid chromatography. *Journal of Chromatography A*, 697 :541–548, 1995.
- [15] F. Beyeler et al. Design of a micro-gripper and an ultrasonic manipulator for handling micron sized objects. In *Proc. of IEEE/RSJ IROS*, pages 772–777, China, October 2006.
- [16] F. Beyeler et al. Monolithically fabricated microgripper with integrated force sensor for manipulating microobjects and biological cells aligned in an ultrasonic field. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 16(1) :7–15, 2007.
- [17] A-M. Bianchi, Y. Fautrelle, and J. Etay. *Transferts thermiques*. Presses polytechniques et universitaires romandes, 2004.
- [18] F. Biganzoli, I. Fassi, and C. Pagano. Development of a gripping system based on a capillary force. In *Proc. of IEEE ISATP*, pages 36–40, Canada, 2005.
- [19] B. Borovic et al. Method for determining a dynamical state-space model for control of thermal mems devices. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 14(5) :961–970, 2005.
- [20] S. C. Bou, A. Almansa, N. Balabanava, and Z. Rymuza. Handling processes in microsystems technology. In *Proc. of IEEE/ASME AIM*, Monterey, USA, July 2005.
- [21] M. Boukallel, E. Piat, and J. Abadie. Levitated micro-nano force sensor using diamagnetic materials. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 3219–3224, Taiwan, September 2003.
- [22] M. Boukallel, E. Piat, and J. Abadie. Passive diamagnetic levitation : theoretical foundations and application to the design of a micro-nano force sensor. In *Proc. of IEEE/RSJ IROS*, pages 1062–1067, USA, October 2003.
- [23] R. Bowling. *Particles on Surface 1 : Detection, Adhesion and Removal*, chapter A theoretical review of particle adhesion, pages 129–142. Plenum Press, 1988.
- [24] D. A. Bruzewicz et al. Biomimetic fabrication of 3d structures by spontaneous folding of tapes. *Journal of the American Chemical Society*, 128(29) :9314–9315, 2006.
- [25] H. Butt, K. Graf, and M. Kappl. *Physics and chemistry of interfaces*. Wiley, 2006.
- [26] E. T. Carlen and C. H. Mastrangelo. Surface micromachined paraffin-actuated microvalve. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 11(5) :408–420, 2002.
- [27] R. W. Carpick, D. F. Ogletree, and M. Salmeron. A general equation for fitting contact area and friction vs load measurements. *Journal of Colloid and Interface Science*, 211 :395–400, 1999.
- [28] N. Chaillet and S. Régnier. *La microrobotique : applications à la micromanipulation*. Hermès, 2008. En cours d’écriture.
- [29] H-Y. Chan and W. J. Li. A thermally actuated polymer micro robotic gripper for manipulation of biological cells. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 288–293, Taiwan, September 2003.

- [30] R.-J. Chang, P.-W. Shih, R.-Z. Huang, and K.-Y. Lin. Application of piezo-driven polymer microgripper in automatic transportation of micro object. In *Proc. of ICM*, 2005.
- [31] Z. Chen, J. Wang, S. Qian, and H. H. Bau. Thermally-actuated, phase change flow control for microfluidic systems. *Lab on a Chip*, 5(11) :1277–1285, 2005.
- [32] H. Chetouani et al. Diamagnetic levitation with permanent magnets for contactless guiding and trapping of microdroplets and particles in air and liquids. *IEEE Transactions on Magnetism*, 42(10) :3557–3559, 2006.
- [33] N. Chronis and L. P. Lee. Electrothermally activated su-8 microgripper for single cell manipulation in solution. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 14(4) :857–863, 2005.
- [34] C. Clévy. *Contribution à la micro-manipulation robotisée : un système de changement d’outils automatique pour le micro-assemblage*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2005.
- [35] K. S. Colinjivadi, J.-B. Lee, and R. Draper. Viable cell handling with high aspect ratio polymer chopstick gripper mounted in a nano precision manipulator. In *Proc. of International Workshop on High-Aspect-Ratio Micro-structure Technology - HARMST*, France, June 2007.
- [36] M. Dafflon, B. Lorent, and R. Clavel. A micromanopulation setup for comparative tests of microgrippers. In *Proc. of ISR*, Germany, 2006.
- [37] A. N. Das et al.  $\mu^3$  : multiscale, deterministic micro-nano assembly system for construction of on-wafer microrobots. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 461–466, Italy, April 2007.
- [38] N. Dechev and M. Basha. Robotic microassembly of 3d mems structures. In *Proc. of IEEE/RSJ IROS Workshop Robotic Microassembly of 3D Hybrid MEMS*, USA, October 2007.
- [39] N. Dechev, W. L. Cleghorn, and J. K. Mills. Tether and joint design for micro-components used in microassembly of 3d microstructures. In *Proc. of SPIE Micromachining and Microfabrication, Photonics West*, 2004.
- [40] N. Dechev, J. K. Mills, and W. L. Cleghorn. Mechanical fastener designs for use in the micro-assembly of 3d microstructures. In *Proc. of ASME IMECE*, USA, November 2004.
- [41] B. V. Derjaguin, V. M. Muller, and Y. P. Toporov. Effect of contact deformations on the adhesion of particles. *Journal of Colloid and Interface Science*, 53(2) :314–326, 1975.
- [42] D. DeVoe. Thermal issues in mems and microscale systems. *Transactions on Components and Packaging Technologies*, 25(4) :576–583, 2003.
- [43] F. Dionnet. *Télé-micro-manipulation par adhésion*. PhD thesis, Université Pierre et Marie Curie, 2005.
- [44] P. S. Dittrich, K. Tachikawa, and A. Manz. Micrototal analysis systems : Latest advancements and trends. *Analytical Chemistry*, 78(12) :3887–3908, 2006.

- [45] W. Driesen, T. Varidel, S. Régnier, and J-M. Breguet. Micro manipulation by adhesion with two collaborating mobiles micro robots. In *Proc. of IWMMF*, China, 2004.
- [46] S. Droz et al. New generation of grippers for the manipulation of miniaturized components. In *Proc. of Mechatronics*, pages 572–575, Besançon, France, October 2001.
- [47] A. A. Elmoudi. *Evaluation of power system harmonic effects on trasnformers hot-spot calculation and loss of life estimation*. PhD thesis, Helsinki University of Technology, 2005.
- [48] S. Fatikow and U. Rembold. *Microsystem technology and microrobotics*. Springer, 1997.
- [49] R. Fearing. Survey of sticking effects for micro parts handling. In *Proc. of IROS*, volume 2, pages 212–217, 1995.
- [50] J. T. Feddema, P. Xavier, and R. Brown. Micro-assembly planning with van der waals force. In *Proc. of ISATP*, pages 32–38, 1999.
- [51] J. T. Feddema, P. Xavier, and R. Brown. Micro-assembly planning with van der waals force. *Jounal of Micromechatronics*, 1(2) :139–153, 2001.
- [52] R. Feynman. Infinitesimal machinery. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2(1) :4–14, 1993.
- [53] M. Gauthier. *Conception et commande d’un dispositif magnétique de micromanipulation par poussée : Application à la manipulation de micro-objets biologiques*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2002.
- [54] M. Gauthier, E. Gibeau, and D. Heriban. Submerged robotic micromanipulation and dielectrophoretic micro-object release. In *Proc. IEEE ICARCV*, Singapore, 2006.
- [55] M. Gauthier, B. López-Walle, and C. Clévy. Comparison between micro-objects manipulations in dry and liquid mediums. In *Proc. of CIRA*, Finland, June 2005.
- [56] M. Gauthier and M. Nourine. Capillary force disturbances on a partially submerged cylindrical micromanipulator. *Transactions on Robotics*, 23(3) :600–604, 2007.
- [57] M. Gauthier, S. Régnier, P. Rougeot, and N. Chaillet. Analysis of forces for micromanipulations in dry and liquid media. *Journal of Micromechatronics*, 3(3-4) :389–413, 2006.
- [58] M. A. Greminger, A. Serdar Sesen, and B. J. Nelson. A four degree of freedom mems microgripper with novel bi-directional thermal actuators. In *Proc. of IEEE/RSJ IROS*, pages 1166–1171, 2005.
- [59] M. A. Greminger, G. Yang, and B. J. Nelson. Sensing nanonewton level forces by visually tracking structural deformations. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 1943–1948, USA, May 2002.

- [60] M. Grossard, C. Rotinat-Libersa, and N. Chaillet. Redesign of the mmoc micro-gripper piezoactuator using a new topological optimization method. In *Proc. of AIM*, Switzerland, September 2007.
- [61] H. Grutzeck and L. Kiesewette. Downscaling of grippers for micro assembly. *Microsystem Technologies*, 8(1) :27–31, 2002.
- [62] L. Gui and J. Liu. Ice valve for a mini/micro flow channel. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14 :242–246, 2004.
- [63] D. S. Haliyo. *Les forces d’adhésion et les effets dynamiques pour la micromanipulation*. PhD thesis, Université Pierre et Marie Curie, 2002.
- [64] D.S. Haliyo, G. Venture, and S. Régnier. Tele-manipulation by adhesion of micro objects. In *Proc. IEEE CIRA*, Finland, 2005.
- [65] H. Hamaker. The london van der waals attraction between spherical particles. *Physica*, 10 :1058–1072, 1937.
- [66] J. Han, Z. Tan, K. Sato, and M. Shikida. Thermal characterization of micro heater arrays on a polyimide film substrate for fingerprint sensing applications. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 15(2) :282–289, 2005.
- [67] D. A. Hays. Electrostatic adhesion of non-uniformly charged dielectric sphere. In *International Physical Conference*, volume Section 4, pages 223–228, 1991.
- [68] Y. He, Y. H. Zhang, and E. S. Yeung. Capillary-based fully integrated and automated system for nanoliter polymerase chain reaction analysis directly from cheek cells. *Journal of Chromatography A*, 924 :271–284, 2001.
- [69] L. Hecht. And introductory review of particle adhesion to solid surfaces. *Journal of the IES*, March/April :33–37, 1990.
- [70] D. Hériban, J. Agnus, and M. Gauthier. Micro-manipulation of silicate micro-sized particles for biological applications. In *Proc. IEEE IWMP*, France, 2006.
- [71] R. Hickey, D. Sameoto, T. Hubbard, and M. Kujath. Time and frequency response of two-arm micromachined thermal actuators. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 13 :40–46, 2002.
- [72] J. P. Holman. *Heat transfer*. Mac Graw Hill, 1990.
- [73] K. Houston et al. Polymer sensoried microgrippers using sma actuation. In *Proc. of ICRA*, pages 820–825, Italy, April 2007.
- [74] S-C. Huang, C-M. Lee, C-C. Chiu, and W-L. Chen. Topology optimal compliant microgripper. *JSME International Journal, Series A*, 49(4) :589–596, 2006.
- [75] M. P. Hughes. *Nanoelectromechanics in engineering and biology*. CRC Press, 2002.
- [76] F. P. Incropera and D. P. Dewitt. *Foundamentals of heat and mass transfer*. John Wiley and Sons, 5th ed. edition, 2002.
- [77] J. Israelachvili. *Intermolecular and surfaces forces*. Academic Press, 1991.
- [78] K. Ivanova et al. Thermally driven microgripper as a tool for micro assembly. *Microelectronic Engineering*, 83(4-9) :1393–1395, 2006.

- [79] E. W. H. Jager, O. Inganas, and I. Lundstrom. Microrobots for micrometer-size objects in aqueous media : potential tools for single-cell manipulation. *Science*, 288 :2335–2338, June 2000. Magazine.
- [80] A. Jain, H. Qu, S. Todd, and H. Xie. A thermal bimorph micromirror with large bi-directional and vertical actuation. *Sensors and Actuators A*, 122 :9–15, 2005.
- [81] M. Jakob. *Heat transfer*, volume 1. McGraw-Hill, New York, 1949.
- [82] H. Janocha, editor. *Adaptatronics and smart structures*. Springer, 1999.
- [83] K. L. Johnson, K. Kendall, and A. D. Roberts. Surface energy and the contact of elastic solids. In *Proc. of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, volume 234, pages 301–313, 1971.
- [84] B. H. Kang and J. T. Wen. Design of compliant mems grippers for micro-assembly tasks. In *Proc. of IEEE/RSJ IROS*, pages 760–765, China, October 2006.
- [85] T. H. Kim and S. J. Kim. Development of a micro-thermal flow sensor with thin-film thermocouples. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 16(11) :2502–2508, 2006.
- [86] W-H. Kim et al. Simulation and fabrication of silicon micro-grippers actuated by piezoelectric actuator. *Materials Science Forum*, 475-479 :1885–1889, 2005.
- [87] M. R. Kirchhoff, B. Hoxhold, and S. Büttgenbach. Micro-grippers with piezo-resistive gripping force sensor. In *Proc. of IEEE IWMMF*, France, 2006.
- [88] A. Kochan. European project develops “ice” gripper for micro-sized components. *Assembly Automation*, 17(2) :114–115, 1997.
- [89] M. P. Kummer, J. J. Abbott, K. Vollmers, and B. J. Nelson. Measuring the magnetic and hydrodynamic properties of assembled-mems microrobots. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 1122–1127, Italy, April 2007.
- [90] E. Kussul et al. Development of micromachine tool prototypes for microfactories. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 12 :795–812, 2002.
- [91] P. Lambert. *A contribution to microassembly : a study of capillary forces as a gripping principle*. PhD thesis, Université Libre de Bruxelles, 2004.
- [92] P. Lambert and A. Delchambre. Forces acting on microparts : towards a numerical approach for gripper design and manipulation strategies in micro-assembly. In *Proc. of IPAS*, pages 17–19, Austria, 2003.
- [93] P. Lambert and A. Delchambre. A study of capillary forces as a gripping principle. *Assembly automation*, 25(4) :275–283, 2005.
- [94] P. Lambert, P. Letier, and A. Delchambre. Capillary and surface tension forces in the manipulation of small parts. In *Proc. of ISATP*, pages 54–59, 2003.
- [95] P. Lambert, F. Seigneur, S. Kroelemeijer, and J. Jacot. A case of study of surface tension gripping : the watch bearing. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 16(7) :1267–1276, 2006.

- [96] D. Lang, I. Kurniawan, M. Tichem, and B. Karpuschewski. First investigations on force mechanisms in liquid solidification micro-gripping. In *Proc. of ISATP*, pages 92–97, July 19–21 2005.
- [97] D. Lang, M. Tichem, and S. Blom. The investigation of intermediates for phase changing micro-gripping. In *Proc. of IEEE IWMP*, France, October 2006.
- [98] S. H. Lee, K-C. Lee, S. S. Lee, and H-S. Oh. Fabrication of an electrothermally actuated electrostatic microgripper. In *Proc. of Transducers*, pages 552–555, 2003.
- [99] S-Y. Lee, H-W. Tung, W-C. Chen, and W. Fang. Thermal actuated solid tunable lens. *IEEE Photonics Technology Letters*, 18(21) :2191–2193, 2006.
- [100] L. Li and D. Uttamchandani. Modified asymmetric micro-electrothermal actuator : analysis and experimentation. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14 :1734–1741, 2004.
- [101] Z. Li, B-Y. Sun, and Yang G-Y. Design of microgripper based on method of topology optimization. *Journal of Dalian University of Technology (China)*, 45(2) :210–214, 2005.
- [102] K-M. Liao, C-C. Chueh, and R. Chen. A novel electro-thermally driven bi-directional microactuator. In *Proc. of International Symposium on Micromechanics an Human Science*, pages 267–274, 2002.
- [103] E. Lifshitz. The theory of molecular attractive forces between solids. *Soviet Physics*, pages 73–83, 1956.
- [104] J. Liu, Y-X. Zhou, and T-H. Yu. Freeze tweezer to manipulate mini/micro objects. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14(2) :269–276, February 2004.
- [105] R. Liu, Q. Yu, and D. J. Beebe. Fabrication and characterization of hydrogel-based microvalves. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 11(1) :45–53, 2002.
- [106] R. H. Liu et al. Single-use, thermally actuated paraffin valves for microfluidic applications. *Sensors and Actuators B : Chemical*, 98 :328–336, 2004.
- [107] Y. Liu et al. Dna amplification and hybridization assays in integrated plastic monolithic devices. *Analytical Chemistry*, 74(13) :3063–3070, 2002.
- [108] D. Marchio and P. Reboux. *Introduction aux transferts thermiques*. Les Presses de l’Ecole des Mines, 2003.
- [109] D. Maugis. Adhesion of spheres : the j.k.r.-d.m.t transition using a dugdale model. *Journal of Colloid and Interface Science*, 150(1) :243–269, 1992.
- [110] M. Mayyas et al. Design tradeoffs for electrothermal microgrippers. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 907–912, 2007.
- [111] A. McLachlan. Three-body dispersion forces. *Molecular Physics*, 7 :423–427, 1964.
- [112] T. Moulton and G. K. Ananthasuresh. Micromechanical devices embedded eletro-thermal-compliant actuation. *Sensors and Actuators A*, 90 :38–48, 2001.
- [113] S. K. Nah and Z. W. Zhong. A microgripper using piezoelectric actuation for micro-object manipulation. *Sensors and Actuators A : Physical*, 133(1) :218–224, 2007.

- [114] N-T. Nguyen, S-S. Ho, and C. L-N. Low. A polymeric microgripper with integrated thermal actuators. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14 :969–974, 2004.
- [115] M. Nourine and M. Gauthier. Effect of the capillary force on force measurements in submerged micromanipulations. In *Proc. IEEE/RSJ IROS*, pages 766–771, China, October 2006.
- [116] K. W. Oh and C. H. Ahn. A review of microvalves. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 16 :R13–R39, 2006.
- [117] K. Ohara et al. Hands free micro operation for protein crystal analysis. In *Proc. of IEEE/RSJ IROS*, volume 2, pages 1728–1733. Japan, 2004.
- [118] A. Okuda, T. Nagasawa, S. Okawa, and A. Saito. Research on solidification of water on surface. In *Proc. of International Conference on the Properties of Water and Steam (ICPWS)*, pages 690–695, Japan, August 2004.
- [119] F. M. Orr, L. E. Scriven, and A. P. Rivas. Pendular rings between solids : meniscus properties and capillary force. *Journal of Fluids Mechanics*, 67(4) :723–742, 1975.
- [120] R. Pal et al. Phase change microvalve for integrated devices. *Analytical Chemistry*, 76(13) :3740–3748, 2004.
- [121] A. Pantazi et al. A servomechanism for a micro-electro-mechanical-system-based scanning-probe data storage device. *Nanotechnology*, 15(10) :S612–S621, 2004.
- [122] V. Paschkis and H. D. Baker. A method for determining unsteady-state heat transfer by means of an electrical analogy. *Transactions ASME*, 64 :105–112, 1942.
- [123] J. Peirs. *Design of micromechatronic systems : scale laws, technologies, and medical applications*. PhD thesis, Catholic University of Leuven, 2001.
- [124] A. Pessiot-Bonvilain. *Étude et réalisation d’un microrobot à pattes : structure mécanique et micro-actionnement*. PhD thesis, Université de Franche-Comté, 2002.
- [125] H. A. Pohl. *Dielectrophoresis*. Cambridge University Press, 1978.
- [126] D. O. Popa. High yield automated mems assembly : compliant snap-fastener design, precision robotics, and assembly evaluation. In *Proc. of IEEE/RSJ IROS Workshop Robotic Microassembly of 3D Hybrid MEMS*, USA, October 2007.
- [127] D. O. Popa, B. H. Kang, and J. T. Wen. Dynamic modeling and input shaping of thermal bimorph mems actuators. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 1470–1475, September 14–19 2003.
- [128] D. O. Popa and H. E. Stephanou. Micro and meso scale robotic assembly. *SME Journal of Manufacturing Processes*, 6(1) :52–71, 2004.
- [129] M. Rakotondrabe, C. Clévy, and P. Lutz. Modelling and robust position/force control of a piezoelectric microgripper. In *Proc. of IEEE CASE*, pages 39–44, 2007.
- [130] S. Régnier. *La manipulation aux échelles microscopiques*. Habilitation à diriger des recherches, Université Pierre et Marie Curie, 2006.

- [131] A. Richter, S. Howitz, D. Kuckling, and K-F. Arndt. Influence of volume phase transition phenomena on the behavior of hydrogel-based valves. *Sensors and Actuators B*, 12 :748–753, 2004.
- [132] D. S. Rimai and D. J. Quesnel. *Fundamentals of particle adhesion*. Polymer Surfaces and Interfaces Series, 2001.
- [133] P. H. Robert et al. Integrated rf-mems switch based on a combination of thermal and electrostatic actuation. In *Proc. of Transducers*, volume 2, pages 1714–1717, 2003.
- [134] D. Sameoto, T. Hubbard, and M. Kujath. Operation of electrothermal and electrostatic mumps microactuators underwater. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14 :1359–1366, 2004.
- [135] M. Sausse Lhernould, A. Delchambre, S. Régnier, and P. Lambert. Electrostatic forces and micromanipulator design : on the importance of surface topography parameters. In *Proc. of IEEE/ASME AIM*, Switzerland, September 2007.
- [136] M. Savia, Q. Zhou, and H. N. Koivo. Simulating adhesion forces between arbitrarily shaped objects in micro/nano-handling operations. In *Proc. of IEEE/RSJ IROS*, pages 1772–1727, Japan, 2004.
- [137] D. Schmid, S. Koelemeijer, J. Jacot, and P. Lambert. Microchip assembly with capillary gripper. In *Proc. of IEEE IWMP*, France, 2006.
- [138] G. Seliger, J. Stephan, and S. Lange. Hydroadhesive gripping by using peltier effect. In *Proc. of IMECE*, pages 3–8, USA, November 2000.
- [139] M. J. Sinclair. A high force low area mems thermal actuator. In *Proc of IOTHERM*, volume 1, pages 127–132, 2000.
- [140] C. G. Slough, A. Hammiche, M. Reading, and H. M. Pollock. Photo thermal micro-spectroscopy - a new method for infrared analysis of materials. *Journal of ASTM International*, 2(10), 2005.
- [141] B. Solano and D. Wood. Design and testing of a polymeric microgripper for cell manipulation. *Microelectronic Engineering*, 84(5-8) :1219–1222, 2007.
- [142] J. Stephan and G. Seliger. Handling with ice - the cryo-gripper, a new approach. *Assembly Automation*, 19(4) :332–337, 1999.
- [143] L. Sun, H. Xie, and L. Chen. Task-reconfigurable system for mems assembly. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 844–849, Spain, April 2005.
- [144] D. Susa. *Dynamic thermal modelling of power transformers*. PhD thesis, Helsinki University of Technology, 2005.
- [145] D. Tabor. Friction - the present state of our understanding. *Journal of Lubrication Technology*, 103 :169–179, 1981.
- [146] W-C. Tai, C-T. Wu, C-P. Hsu, and W. Hsu. Tdesign and fabrication of a three-dimensional long-stretch micro drive by electroplating. In *Proc. of International Conference on MEMS*, pages 474–477, 2004.



- [147] Z. Tan et al. Experimental and theoretical study of an on-wall in-tube flexible thermal sensor. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 17(4) :679–686, 2007.
- [148] M. Tichem, D. Lang, and B. Karpuschewski. A classification scheme for quantitative analysis of micro-grip principles. *Assembly Automation*, 24(1) :88–93, 2004.
- [149] M. Tokeshi, J. Yamaguchi, A. Hattori, and T. Kitamori. Thermal lens micro optical systems. *Analytical Chemistry*, 77(2) :626–630, 2005.
- [150] L-N. Tsai, G-R. Shen, Y-T. Cheng, and W. Hsu. Performance improvement of an electrothermal microactuator fabricated using ni-diamond nanocomposite. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 15(1) :149–158, 2006.
- [151] V. Vandaele, P. Lambert, and A. Delchambre. Non-contact handling in microassembly : acoustical levitation. *Precision Engineering*, 29(4) :491–505, 2005.
- [152] M. Vendan and P. Molian. Femtosecond pulsed laser microfabrication of sic mems microgripper. *Journal of Laser Applications*, 19(3) :149–154, 2007.
- [153] T. Watanabe, N. Fujino, and Z. Jiang. Micromanipulation using squeeze effect. In *Proc. of IEEE IROS*, volume 4, pages 3357–3362, Japan, 2004.
- [154] B. H. Weiller, P. D. Fuqua, and J. V. Osborn. Fabrication, characterization, and thermal failure analysis of a micro hot plate chemical sensor substrate. *Journal of the Electrochemical Society*, 151(3) :H59–H65, 2004.
- [155] R. P. Welle and B. S. Hardy. Fabrication and characterization of fast-acting peltier-actuated microvalves. In *Proc. of International Conference on Miniaturized Systems for Chemistry and Life Sciences*, pages 1078–1080, USA, October 2005.
- [156] G. M. Whitesides and M. Boncheva. Beyond molecules : self-assembly of mesoscopic and macroscopic components. In *Proc. of National Academy of Sciences of the United States of America*, volume 98, pages 4769–4774, 2002.
- [157] R. Wierzbicki et al. Design and fabrication of an electrostatically driven microgripper for blood vessel manipulation. *Microelectronic Engineering*, 83(4-9) :1651–1654, 2006.
- [158] J. Wu, J. Lu, and J. Chu. Handling micro objects by adhesion forces using gilt probe. In *Proc. of IEEE IWMPF*, China, 2004.
- [159] H. Xing, Y. Zhang, and W. Huang. A new type of three-finger micro-tweezers. *Measurement Science and Technology*, 17(3) :510–512, 2006.
- [160] Z. Xu and R. H. Yoon. The role of hydrophobic interactions in coagulation. *Journal of Colloid Interface Science*, 44(132) :532–541, 1989.
- [161] D. Yan, A. Khajepour, and R. Mansour. Design and modeling of a mems bidirectional vertical thermal actuator. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14 :841–850, 2004.
- [162] M. J. F. Zeman, E. V. Bordatchev, and G. K. Knopf. Design, kinematic modeling and performance testing of an electro-thermally driven microgripper for micromanipulation applications. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 16 :1540–1549, 2006.

- [163] W. Zesch, M. Brunner, and A. Weber. Vacuum tool for handling microobjects with a nanorobot. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 1761–1766, USA, April 1997.
- [164] H. Zhang et al. Shape memory alloy microgripper for robotic microassembly of tissue engineering scaffolds. In *Proc. of IEEE ICRA*, pages 4918–4924, 2004.
- [165] J. W. L. Zhou, H-Y. Chan, T. K. H. To, K. W. C. Lai, and W. J. Li. Polymer mems actuators for underwater micromanipulation. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 9(2), 2004.
- [166] Q. Zhou, A. Aurelian, B. Chang, C. del Corral, and H. N. Koivo. Microassembly system with controlled environment. *Journal of Micromechatronics*, 2(3-4) :227–248, December 2004.
- [167] Q. Zhou, B. Chang, and H. N. Koivo. Ambient environment effects in micro/nano handling. In *Proc. of IEEE IWMP*, pages 146–151, Shangai, China, October 2004.
- [168] Q. Zhou, V. Sariola, and H. N. Koivo. Microhandling strategies for automation. In *Proc. of IEEE/RSJ IROS Workshop Robotic Microassembly of 3D Hybrid MEMS*, USA, October 2007.





## Résumé

Ces travaux portent sur la micromanipulation, manipulation des objets dont la taille est comprise entre 1  $\mu\text{m}$  et 1 mm. Le comportement de ces objets est fortement perturbé par les forces d'adhésion et les forces surfaciques, rendant les tâches de manipulation complexes et peu répétables. Nous démontrons que l'immersion des micro-objets artificiels dans l'eau permet de réduire sensiblement ces forces par rapport à l'air ou le vide.

Dans ce contexte, nous proposons un principe innovant de micromanipulation immergée par changement de phase. Le micro-objet est saisi à l'aide d'un microvolume de glace créé dans l'eau, et relâché par fonte de la glace sans effets perturbateurs dus aux forces d'adhésion. Le prototype expérimental réalisé a permis de valider ce principe sur des objets d'une taille typique de 600  $\mu\text{m}$ .

L'étude du fonctionnement du système, basé sur deux modules à effet Peltier, nécessite une modélisation thermique que nous proposons de mener en utilisant l'analogie électrique. La modélisation de géométries de type élancée, semblable à celle d'un radiateur de notre système et également couramment utilisée dans les micro-actionneurs thermiques, a été effectuée. Cette étude originale dépasse notre cadre applicatif, pouvant être utilisée plus généralement dans les microsystèmes thermiques. Cet outil de modélisation thermique a aussi conduit à la modélisation du prototype, validée expérimentalement.

Ces travaux ont permis la production d'un outil de simulation thermique pour les microsystèmes et d'une méthode de micromanipulation originale et prometteuse. Les perspectives portent sur l'étude de la commande du système afin d'être implanté dans un contexte applicatif.

**Mots-clés :** manipulateur par glace, effet Peltier, analogie thermique-électrique.

## Abstract

This work is related to the micromanipulation issue, defined as the manipulation of objects sized between 1  $\mu\text{m}$  and 1 mm. The behaviour of these objects is strongly disturbed by adhesion and surface forces and their manipulation are complex and not repeatable. We demonstrate that these forces are reduced when artificial micro-objects, usually used in air or vacuum, are submerged in water.

In this context, we propose an original principle of submerged phase changing micromanipulation. The micro-object is handled by an ice microvolume created in water, and released thawing ice without adhesion perturbations. The validation of the principle is done developing and testing a prototype manipulating objects sizing 600  $\mu\text{m}$ .

The study of the system based on two Peltier modules needs thermal modelling that we propose to carry out using electric analogy. An original thermal model of a long beam similar to our heat sink is proposed. This original modelling can be applied to other thermal micro-actuators as there are often in a cantilever shape. The thermal model using electric analogy of the complete device is achieved and validated experimentally.

This work proposes a new simulation tool for thermal microsystems and an original and promising micromanipulation method. Further works deal with the control system in order to apply it to practical applications.

**Keywords :** ice gripper, Peltier effect, thermal-electric analogy .